

FACULDADE DE ENGENHARIA DA UNIVERSIDADE DO PORTO
Departamento de Engenharia Metalúrgica e de Materiais

Utilização do Procast no desenvolvimento de um projecto alternativo de enchimento numa peça de fundição injectada

Tito Filipe de Oliveira Garrido

Mestrado Integrado em Engenharia Metalúrgica e de Materiais

Dissertação realizada sob a supervisão do
Professor Doutor Carlos Alberto Silva Ribeiro,
do Departamento de Engenharia Metalúrgica e de Materiais
da Faculdade de Engenharia da Universidade do Porto

Setembro de 2009

<i>CANDIDATO</i>	Tito Filipe de Oliveira Garrido		<i>Código</i>	030508017
<i>Título</i>	Utilização do Procast no desenvolvimento de um projecto alternativo de enchimento numa peça de fundição injectada			
<i>DATA</i>	25 de Setembro de 2009			
<i>LOCAL</i>	Faculdade de Engenharia da Universidade do Porto - Sala C603 - 11:30h			
<i>JÚRI</i>	<i>Presidente</i>	Professor Doutor Manuel Fernando Gonçalves Vieira	DEMM/FEUP	
	<i>Arguente</i>	Professor Doutor José Joaquim Carneiro Barbosa	DEM/EEUM	
	<i>Orientador</i>	Professor Doutor Carlos Alberto Silva Ribeiro	DEMM/FEUP	

Agradecimentos

Em primeiro lugar, gostaria de agradecer ao Prof. Carlos Silva Ribeiro pela orientação prestada e ao Eng. Villas Boas pela oportunidade de trabalhar na área de fundição injectada.

Devo também agradecer aos contactos da empresa, como o Sr. Guimarães e toda a equipa da Autoconceptus, pelo tempo e paciência que disponibilizaram para me atender sempre que precisava. Também queria agradecer ao contacto directo da SLM, o Eng. Hugo Sousa, pelo tempo e ajuda prestada na realização deste trabalho.

Gostaria de ter uma palavra de apreço, por todos os colegas com que tive o prazer de estar em contacto durante todos estes meses. Na realidade, foram o suporte e estímulo deles recebidos, que me ajudaram em momentos cruciais em que este trabalho era elaborado.

Por último, mencionarei a minha família, que sempre me apoiou nas alturas que mais precisava e que, sempre insistiu comigo, para conseguir terminar este trabalho.

A todos, muito obrigado

Resumo

Este trabalho tem uma breve introdução ao processo de fundição injectada. São referidas as ligas de alumínio produzidas, o equipamento utilizado, assim como os diferentes componentes de que é constituído o molde. Também é referida a importância do sistema de gitagem e como proceder ao dimensionamento da mesma.

O objectivo deste trabalho, que foi proposto pela empresa SLM - Schmidt Light Metal, é prever defeitos de porosidade, utilizando uma aplicação de simulação por elementos finitos designado por Procast, assim como a simulação da fase de enchimento da cavidade do molde, para identificar secções propícias ao aprisionamento de ar.

São comparados dois sistemas de gitagem, um utilizado pela SLM e um outro proposto neste trabalho, sendo ambos comparados, através dos diversos parâmetros de pós-processamento dos resultados de simulação. Os diversos parâmetros discutidos são: o tempo de enchimento, a velocidade nos ataques, a velocidade de primeira e segunda fase, o percurso do fluxo, o tempo de solidificação, o tempo de compactação e a temperatura do molde, assim como a influência destes na porosidade por contracção. O sistema da SLM, simulado neste software, foi comparado com ensaios de radioscopia para validação da porosidade prevista pela simulação.

É concluído que a temperatura da superfície do molde tem influência no tempo de solidificação do fundido que, por sua vez, tem efeitos nos resultados da porosidade, assim como o tempo da fase de compactação é mais reduzida do que o tempo de solidificação total do fundido.

Abstract

This work has a brief introduction of the die casting process. There are references to the aluminum alloys that are produced, the equipment involved and also the different components that the mold is made of. It is also mentioned the importance of the gating system and how to proceed to calculate it.

The objective of this work was proposed by SLM - Schmidt Light Metal, to predict porosity, using finite element simulation software called Procast, and also to simulate the filling of the mold cavity to identify section that are likely to have trapped air.

Two gating systems are compared, one used by SLM and the other is proposed in this work. Both are compared according to the results of the simulations. The parameters discussed are: filling time, velocity at the ingates, velocity of the first and second stroke, filling pattern of the liquid metal, solidification time, intensification time and mold temperature, and also the effects of these in the shrinkage porosity. The SLM gating system, simulated with this software, was compared with the x-ray imaging to confirm the predicted porosity.

It is concluded that the surface temperature of the mold changes the solidification time of the casting, which in turn gives different porosity results. The intensification time is smaller than the total solidification time of the casting.

Nomenclatura

%E		Taxa de enchimento
AdM	[mm ²]	Área do pistão
bU	[mm]	Lado do masselote
CB	[mm]	Largura do canal de distribuição
CT	[mm]	Espessura do canal de distribuição
cU	[mm]	Espessura do masselote
dM	[in]	Diâmetro do pistão
h	[W/m ² K]	Coeficiente de transferência de calor
lMactiv	[mm]	Comprimento útil da camisa de injeção
m _A	[g]	Peso após a secção dos ataques
m _I	[g]	Peso total do fundido
n		Fracção de metal sólido admissível
q	[W/m ²]	Fluxo de calor
s	[mm]	Espessura média da peça
S _A	[mm ²]	Área do ataque
S _K	[mm ²]	Área do canal de distribuição
T _d	[°K]	Temperatura superficial do molde
t _f	[s]	Tempo de enchimento
t _L	[°C]	Temperatura de <i>liquidus</i>
t _M	[°C]	Temperatura do molde
T _m	[°K]	Temperatura do banho metálico
t _s	[°C]	Temperatura do <i>solidus</i>
V _{MA}	[m/s]	Velocidade de enchimento no ataque
Δ _t	[°C]	Sobreaquecimento do banho metálico
Δt _k	[°C]	Intervalo de solidificação
ρ	[g/cm ³]	Densidade

Índice

Agradecimentos	i
Resumo	ii
Abstract	iii
Nomenclatura	iv
1. Introdução	1
2. Fundição injectada em câmara fria	2
2.1. Componentes do sistema de fundição injectada	3
2.2. Dimensionamento do sistema de gitagem	
2.2.1. Masselotes	4
2.2.2. Ventiladores	5
2.2.3. Secção do ataque	5
2.2.4. Canais de distribuição	7
2.3. Etapas do processo e parâmetros de controlo	
2.3.1. Velocidade e deslocamento do pistão	8
2.3.2. Pressão de injeção e extracção do fundido	9
2.4. Transferência de calor e interfaces	10
2.5. Software de simulação por elementos finitos - Procast	13
3. Parâmetros gerais de simulação	15
4. Modelos de simulação	
4.1. Modelo de simulação corrente (M_A)	19
4.2. Modelo de simulação proposto (M_B)	21
5. Resultados e discussão	
5.1. Etapa de enchimento	26
5.2. Ensaios de radioscopia e adequação da previsão da porosidade	33
6. Conclusões	52
7. Propostas para trabalhos futuros	53
8. Bibliografia	54

1. Introdução

A indústria dos transportes, e principalmente a automóvel, procura ligas metálicas leves para o desenvolvimento de componentes mais robustos. Esta procura aumentou a produção de ligas de alumínio fazendo com que as quantidades produzidas excedessem a produção primária do metal. Desta forma, é necessário explorar e desenvolver, processos sustentáveis para produzir componentes leves. A fundição injectada é um desses processos que cumpre este requisito [1], sendo um método eficiente para produzir, rapidamente, componentes que necessitem de tolerâncias dimensionais reduzidas [2]. A fundição injectada é um processo totalmente automático, sendo capaz de produzir grandes séries de peças complexas com espessura fina. No entanto, para ser competitivo na indústria automóvel, e noutras indústrias com potencial de crescimento, é necessário compreender o comportamento do banho metálico neste tipo de processo [1]. No processo de fundição injectada, é utilizada uma fonte de energia hidráulica que impõe altas velocidades ao banho metálico, por forma a preencher rapidamente a cavidade do molde.

Tabela 1 - Principais ligas utilizadas na fundição injectada e respectiva composição [4]

Grupo da liga	Designação numérica da liga ⁽¹⁾	Composição química (% em massa)					
		Al	Si	Fe	Cu	Mn	Mg
AlSi10Mg	EN AC-43400	Resto	9,0-11,0	1,00	0,10	0,55	0,20-0,50
AlSi	EN AC-44300	Resto	10,5-13,5	1,00	0,10	0,55	-
	EN AC-44400	Resto	8,0-11,0	0,65	0,10	0,50	0,10
AlSi9Cu	EN AC-46000	Resto	8,0-11,0	1,30	2,00-4,00	0,55	0,05-0,55
	EN AC-46100	Resto	10,0-12,0	1,10	1,50-2,50	0,55	0,30
	EN AC-46200	Resto	7,5-9,5	0,80	2,00-3,50	0,15-0,65	0,05-0,55
	EN AC-46500	Resto	8,0-11,0	1,30	2,00-4,00	0,55	0,05-0,55
AlSi(Cu)	EN AC-47100	Resto	10,5-13,5	1,30	0,70-1,20	0,55	0,35
AlMg	EN AC-51200	Resto	2,50	1,00	0,10	0,55	8,00-10,50

(¹) Designações numéricas segundo a norma EN 1706:1997

Durante um único ciclo, o molde absorve as tensões geradas pela força de injeção, dissipa o calor do metal, facilita a remoção do fundido e a superfície do molde é pulverizada com água e desmoldante para dar início ao próximo ciclo. As principais ligas metálicas que a utilizam neste processo são: as ligas de alumínio, cobre, magnésio e zinco. Atendendo que este trabalho terá maior incidência nas ligas de alumínio, na tabela 1 estão representadas as designações e composições químicas para as diferentes ligas típicas do processo de fundição injectada.

Tabela 1 (Continuação) - Principais ligas utilizadas na fundição injectada e respectiva composição [4]

Grupo da liga	Designação numérica da liga ⁽¹⁾	Composição química (% em massa)						
		Cr	Ni	Zn	Pb	Sn	Ti	Outros ⁽²⁾
AlSi10Mg	EN AC-43400	-	0,15	0,15	0,15	0,05	0,20	0,15
AlSi	EN AC-44300	-	-	0,15	-	-	0,15	0,25
	EN AC-44400	-	0,05	0,15	0,05	0,05	0,15	0,15
AlSi9Cu	EN AC-46000	0,15	0,55	1,20	0,35	0,25	0,25	0,25
	EN AC-46100	0,15	0,45	1,70	0,25	0,25	0,25	0,25
	EN AC-46200	-	0,35	1,20	0,25	0,15	0,25	0,25
	EN AC-46500	0,15	0,55	3,0	0,35	0,25	0,25	0,25
AlSi(Cu)	EN AC-47100	0,10	0,30	0,55	0,20	0,10	0,20	0,25
AlMg	EN AC-51200	-	0,10	0,25	0,10	0,10	0,20	0,15

⁽¹⁾ Designações numéricas segundo a norma EN 1706:1997

⁽²⁾ Quantidade total conjunta de outros elementos químicos

2. Fundição injectada em câmara fria

Apesar de haver dois processos de fundição injectada para produzir ligas de alumínio, o processo em câmara fria, é o preferido para produzir componentes com pontos de fusão mais elevados.

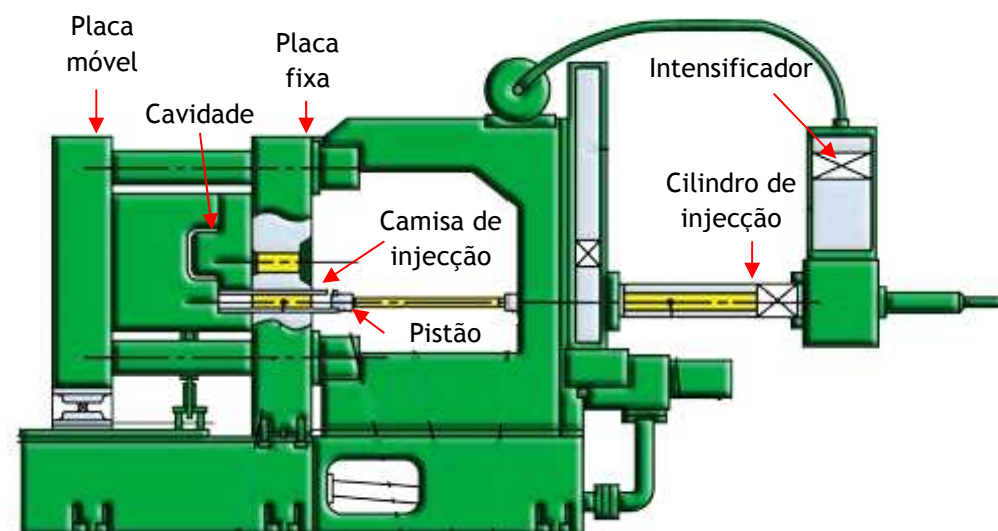


Figura 1 - Equipamento de fundição injectada em câmara fria [6]

O equipamento de fundição injectada em câmara fria é esquematizado na figura 1. O metal é introduzido na camisa de injeção por sistemas de doseamento. Utilizando esta técnica, é possível recorrer a pressões mais elevadas e preencher as secções mais finas da geometria da cavidade no molde. Na câmara fria, o banho metálico é mantido num forno adjacente com controlos de temperatura autónomos e numa gama apertada [5].

2.1. Componentes do sistema de fundição injectada

O desenho do produto e do molde estão directamente relacionados. Os principais componentes do molde estão ilustrados na figura 2 [6,7]. O molde é constituído por dois componentes: uma meia moldação fixa, onde se encontra a camisa de injeção, e a outra metade móvel, onde se encontram os pernos ejectores. O metal é injectado pela camisa de injeção até preencher a cavidade do molde [8].

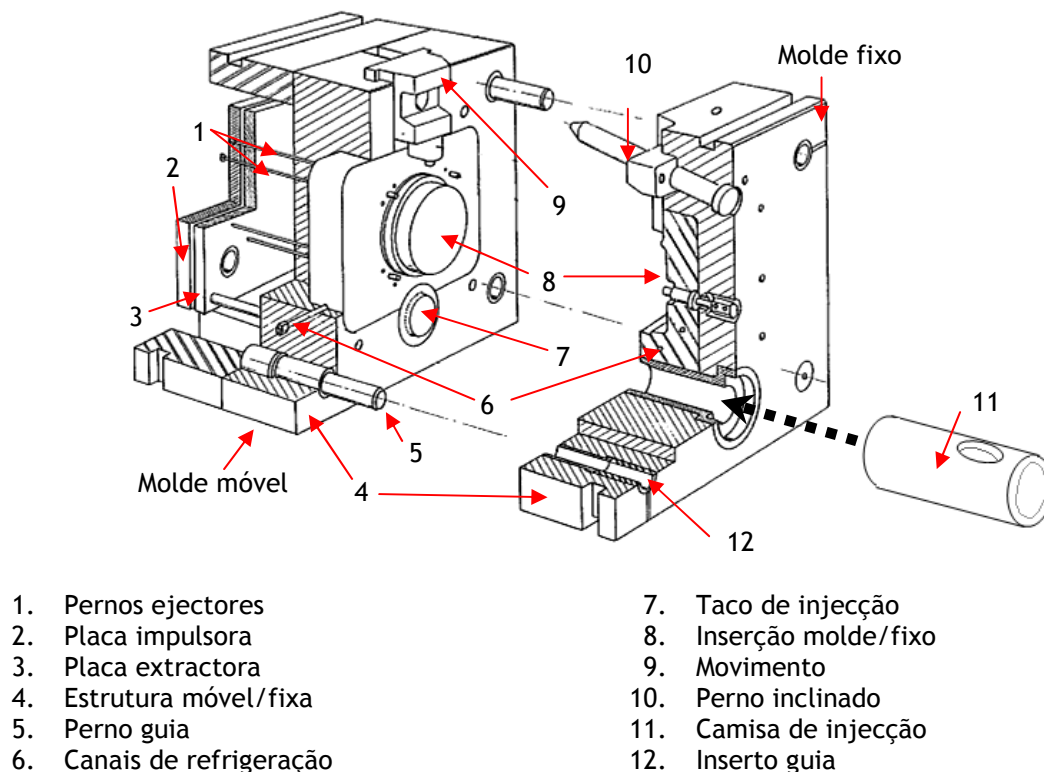


Figura 2 - Esquema do molde no processo de fundição injectada [7]

O sistema de gitagem é um dos componentes importantes para o processo de fundição injectada, sendo um conjunto de canais utilizados para introduzir o banho metálico na cavidade do molde. A principal função do sistema de gitagem, é fornecer o banho metálico a todas as secções da cavidade, em condições térmicas e de limpeza apropriadas, para o fabrico de peças de melhor qualidade [8]. A figura 3 apresenta as secções que constituem o sistema de gitagem. De seguida é referido o método de dimensionamento do sistema de gitagem.

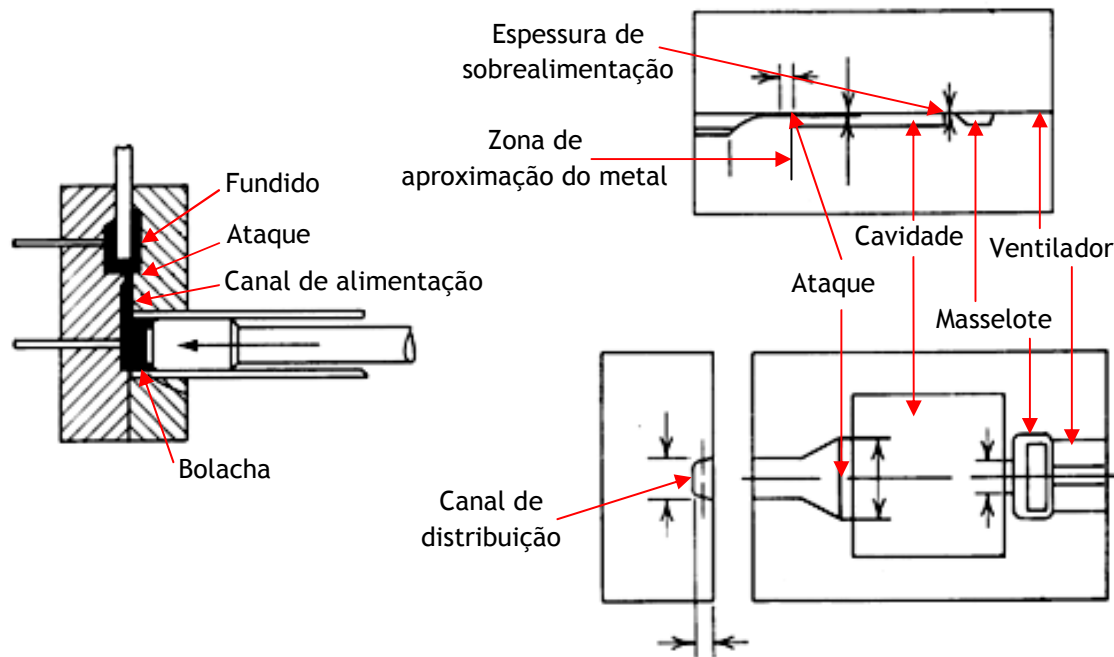


Figura 3 - Esquema dos componentes que constituem o sistema de gitagem na fundição injectada em câmara fria [2]

2.2. Dimensionamento do sistema de gitagem

2.2.1. Masselotes

Os masselotes actuam como “reservatórios” para o banho líquido que entra na cavidade. Um dos métodos para retirar o gás aí aprisionado, é transferir parte dos gases para os masselotes [9]. A figura 4 apresenta a geometria do masselote, assim como a relação entre o comprimento e espessura para o dimensionamento do mesmo.

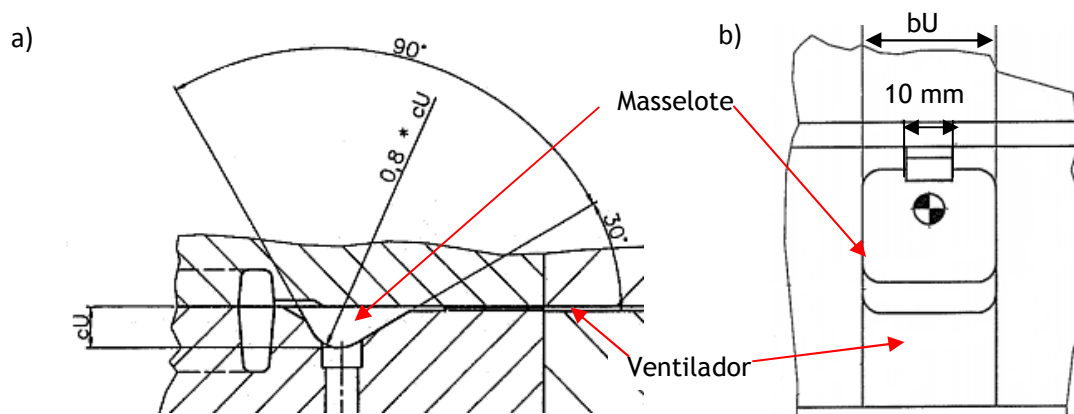


Figura 4 - Dimensões do masselote e ventilador a) secção transversal e b) topo (“cU” representa a espessura e “bU” o comprimento do lado do masselote) [9]

2.2.2. Ventiladores

A ventilação pode ter consequências na qualidade do produto final, especialmente porque afecta directamente a pressão do fluxo de metal, pois, sem ventiladores, o ar não é retirado da cavidade moldante na primeira fase de injeção, tal como será descrito mais adiante. Remover o ar por meios eficazes elimina o aprisionamento do ar, resultando num componente com propriedades mais adequadas [2]. Um dos métodos mais comuns para eliminar o ar é recorrer a canais de pequena espessura, designados por ventiladores (ver figura 4), abertos para a zona exterior do molde. A turbulência do metal torna mais complexa a remoção dos gases [2]. A área total das saídas dos ventiladores é calculada pela seguinte equação [9]:

$$S_V = \frac{m_A}{20000 \times \rho \times t_F} \quad (1)$$

Da equação 1, o “ m_A ” é o peso após o ataque (g), o “ ρ ” a densidade (g/cm³) e o “ t_F ” o tempo de enchimento (s). A área total resultante da equação 1, é dividida pelo número total de masselotes, de forma a determinar a área individual de cada um. É necessário ter em consideração, que a espessura do ventilador não deve exceder 0,12 mm, de maneira a impedir o fluxo do banho metálico para o exterior do molde.

2.2.3. Secção do ataque

Após a definição da geometria total do fundido, segue-se o cálculo da área do ataque (S_A), segundo a equação [9]:

$$S_A = \frac{mA}{\rho \times V_{MA} \times t_F} \quad (2)$$

Da equação 2, o “ S_A ” é a área da secção do ataque (mm²), o “ m_A ” o peso após o ataque (g), “ ρ ” a densidade do material (g/cm³), o “ V_{MA} ” a velocidade de enchimento no ataque (m/s) e o “ t_F ” o tempo de enchimento (s). Considerando que a densidade do material e o peso do fundido à frente do ataque são conhecidos, pois, as dimensões dos masselotes são pré-definidos como referimos anteriormente, resta determinar o tempo de enchimento bem como a velocidade de enchimento a partir do ataque. O tempo de enchimento é o tempo máximo para preencher a cavidade da peça e masselotes. Para o cálculo do tempo de enchimento são estimados a temperatura do molde, a temperatura da liga assim como a espessura média da peça [10].

$$t_F = 0.0433 \times s^2 \left[\left(\frac{\Delta t}{2(t_L - t_M) + \Delta t} \right)^2 + \left(\frac{n \times (352 + \Delta t_k)}{2(t_L - t_M) - n \times \Delta t_k} \right)^2 \right] \quad (3)$$

Da equação 3 o “s” é a espessura média da peça (mm), o “ Δt ” é o sobreaquecimento do banho (°C), “ t_L ” é a temperatura de *liquidus* (°C), “ t_M ” a temperatura do molde (°C), “n” a fracção de metal sólido admissível (0,7 ou 0,8), o “ Δt_k ” ($t_L - t_s$) é o intervalo de solidificação e o “ t_s ” a temperatura de *solidus* (°C) [10]. A tabela 2 relaciona a espessura da peça com o tempo de enchimento.

Tabela 2 - Relação entre a espessura do fundido e o tempo de enchimento [10]

Espessura da secção mais fina da peça (mm)	Intervalo para o tempo de enchimento (s)
1,5	0,01 - 0,03
1,8	0,02 - 0,04
2,2	0,02 - 0,06
2,3	0,03 - 0,07
2,5	0,04 - 0,09
3,0	0,05 - 0,10
3,8	0,05 - 0,12
5,0	0,08 - 0,30

Segue-se o cálculo da velocidade de enchimento que depende da complexidade da geometria do componente após a secção do ataque, bem como da própria geometria da peça que, tipicamente, para as ligas de alumínio, é aproximadamente de 20 a 50 m/s (ver figura 5) [9].

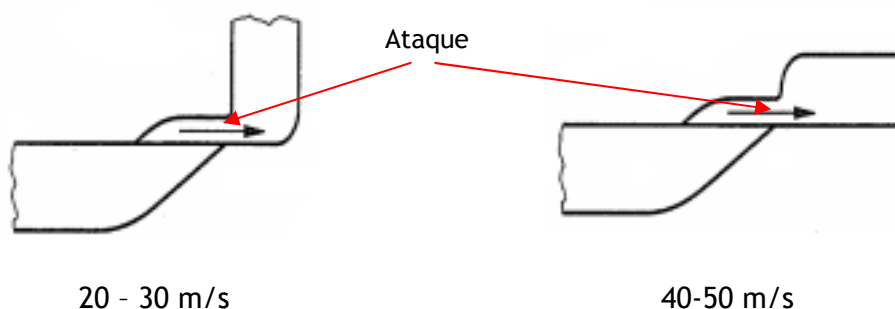


Figura 5 - Velocidades recomendadas no ataque em função da geometria [9]

Com o tempo de enchimento e a velocidade de enchimento calculados, segue-se o cálculo da área da secção do ataque (S_A) pela equação 2, e o cálculo da espessura definirá o comprimento do ataque (C_A), ou vice-versa.

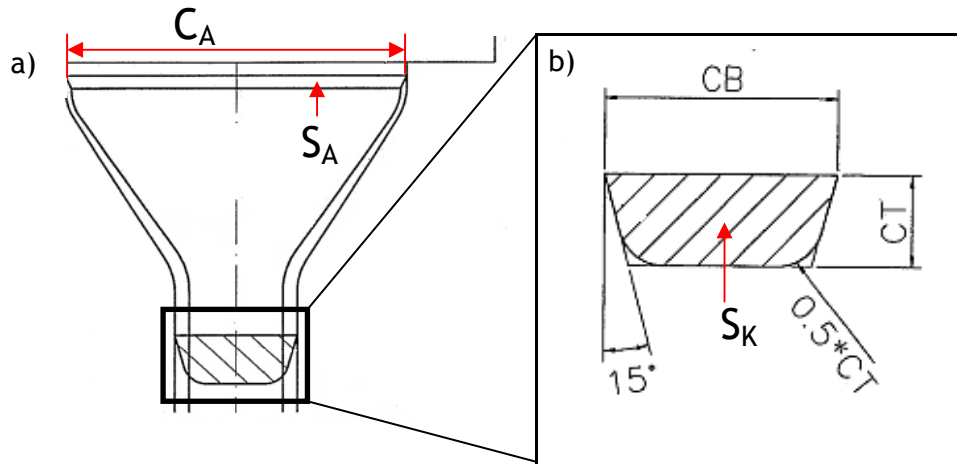


Figura 6 - a) Esquema do ataque e b) relações nas dimensões do canal de distribuição [9]

2.3.4. Canais de distribuição

Tendo a área do ataque (S_A), calcula-se a área do canal de distribuição (S_K) através da equação [9]:

$$S_K = 2.2 \times S_A \quad (4)$$

Sabendo a área do canal de distribuição (S_K), segue-se o dimensionamento do mesmo, de acordo com as equações 5 e 6 [9] e pela figura 4.b:

$$C_T = \sqrt{\frac{S_K}{2.1725}} \quad (5)$$

$$C_B = 2.5 \times C_T \quad (6)$$

Os valores obtidos de S_K e S_A , devem ser divididos pelo número de ataques e canais de que é constituído o sistema de gitagem. É necessário ter em consideração, que os canais de distribuição devem obedecer à lei da continuidade, para que o dimensionamento dos restantes canais compense a variação de secção, de forma a manter o caudal constante. Ou seja, o caudal deve ser idêntico ao longo de todo o sistema de gitagem [9] (ver figura 7):

$$A_1 \times V_1 = A_2 \times V_2 = A_3 \times A_3 \quad (7)$$

Figura 7 - Variação da secção dos canais de distribuição mantendo a lei da continuidade [9]

Somando as áreas dos canais que têm origem no taco de injeção, é calculada a área total do canal de distribuição do mesmo, que por sua vez tem origem na camisa de injeção.

2.3. Etapas do processo e parâmetros de controlo

2.3.1. Velocidade e deslocamento do pistão

As elevadas velocidades de enchimento empregues no processo, permitem preencher as secções geométricas mais complexas com elevadas taxas de produção. A distância percorrida pelo pistão é governada por duas etapas. A primeira etapa é mais lenta, de maneira a aproximar o metal da entrada da secção dos ataques. A velocidade de enchimento nesta fase inicial é função da taxa de enchimento e do diâmetro do pistão, e calcula-se através da seguinte equação [10]:

$$V(1^{\text{ª}} \text{ fase}) = K \times \left[\frac{100 - \%E}{100} \right] \times \sqrt{dM} \quad (8)$$

Da equação 8, o “K” é uma constante igual a 22,8 in/s, o “%E” a taxa de enchimento e o “dM” o diâmetro do pistão em polegadas. A taxa de enchimento é a relação entre o volume do metal vazado na camisa de injeção e o volume da mesma. Para o processo em câmara fria, o volume de metal doseado é cerca de 2/3 do volume total da camisa [2]. A taxa de enchimento é calculada pela equação [10]:

$$\%E = \frac{1000 \times ml}{\rho \times 0.95 \times AdM \times lMactiv} \quad (9)$$

Da equação anterior, o “ml” é o peso total do fundido (g), o “ρ” a densidade (g/cm³), “AdM” a área do pistão e o “lMactiv” o comprimento útil da camisa de injeção (ver figura 8).

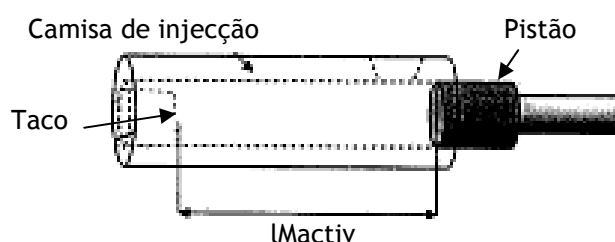


Figura 8 - Comprimento útil da camisa de injeção para o molde com taco [10]

Recorrer a taxas de enchimento superiores a 60% origina menores perdas de temperatura, menor quantidade de ar, menor oxidação do banho e menor distorção da camisa de injeção. No entanto, a quantidade de ar aprisionado é mais elevada. Para taxas de enchimento inferiores a 40% há menores obstáculos causados pelo aparecimento de ondas. Apesar do referido, existem grandes perdas de temperatura, formação de grandes quantidades de óxidos no metal e maior distorção da camisa de injeção [10].

Considerando que esta fase de enchimento preenche os canais de distribuição até à secção de ataque, o líquido que permanece na camisa de injeção é igual ao volume de metal necessário para preencher a cavidade correspondente às peças e aos masselotes, exceptuando o volume da bolacha [10].

Na segunda etapa do enchimento, apresenta-se o tempo de enchimento e a velocidade na segunda fase como parâmetros de controlo. O cálculo do tempo de enchimento assenta em vários factores, tais como: a liga a fundir, a temperatura da liga, a temperatura do molde e a geometria da peça, tal como referido anteriormente [10].

Na segunda etapa, o metal é forçado para a cavidade da moldação a velocidades até 50 m/s, ou seja, entra num comportamento atomizado [6][7]. A velocidade da segunda fase do ciclo de injeção é calculada pela seguinte equação [10]:

$$V(2^a \text{ fase}) = \frac{m_A}{\rho \times t_f \times dM^2 \times 0.785} \quad (10)$$

Da equação 10, o “ m_A ” é o peso sólido (g) após o ataque (peça + masselotes), o “ ρ ” a densidade do material (g/cm³), “ t_f ” o tempo de enchimento (s) e o “ dM ” o diâmetro do pistão. A secção mais maciça no processo por câmara fria é a bolacha e o canal adjacente à manga de injeção até ao ataque. Tendo em conta as espessuras relativamente pequenas de muitos dos fundidos, a distância de alimentação a partir do ataque é muito reduzida, o que permite tempos de enchimentos muito reduzidos [3].

2.3.2. Pressão de injeção e extracção do fundido

A qualidade do fundido aumenta com o aumento da pressão durante a solidificação, o que reduz a porosidade resultante da contracção do metal e do ar retido. Aumentando a pressão final no cilindro de injeção de 6,9 MPa para 13,8 MPa reduz-se a porosidade até 40%. A pressão aplicada, no final do enchimento e durante a solidificação, deve ser o mais alto possível, mas dentro dos limites da força de fecho do equipamento [7].

Praticamente todos os processos por fundição utilizam grandes “reservatórios” para alimentar a peça de forma a contrariar a contracção do metal com o abaixamento da temperatura. No entanto, este método não é utilizado no processo de fundição injectada.

Na etapa de intensificação ou compactação, é exercida uma única força de pressão para compensar a contracção do metal [3].

Após a etapa de compactação o molde é aberto e o fundido é extraído. Em seguida, a superfície do molde é pulverizada com desmoldante e água. A pulverização permite reduzir a temperatura superficial do molde; o lubrificante facilita a extracção do produto final e reduz os efeitos de soldadura [11].

2.4. Transferência de calor e interfaces

Uma vez que o banho metálico preenche totalmente a cavidade, o calor da liga é escoado para permitir a solidificação com consequente arrefecimento. As geometrias da permuta de calor são controladas pela geometria do componente, sendo possível atingir tempos de arrefecimento mais prolongados das seguintes formas:

1. Utilizando secções mais maciças;
2. Aumentando a distância do fundido aos canais de arrefecimento;
3. Geometrias com rácios elevados de volume/área da superfície [2].

Para considerar o escoamento de calor durante a simulação, um dos parâmetros mais importantes é o coeficiente de transferência de calor, sendo a medida da extensão de calor que atravessa a interface molde/fundido [12], resultante da seguinte equação [13]:

$$h = \frac{q}{T_m - T_d} \quad (11)$$

Da equação 11, o “q” é o fluxo de calor (W/m^2), o “ T_m ” é a temperatura do banho metálico (°K) e o “ T_d ” a temperatura superficial do molde (°K). A forma como o fluxo de calor atravessa esta interface, influencia fortemente a evolução da solidificação e tem um papel importante na integridade estrutural dos componentes produzidos [14]. O coeficiente de transferência de calor depende de diversos factores, como a orientação da interface metal/molde (vertical ou horizontal), sobreaquecimento do banho, tipo de liga, espessura e rugosidade superficial, temperatura do molde, geometria e tamanho do fundido, pressão de compactação, tensão superficial, contracção do metal, expansão do molde e espessura do mesmo [16].

As aplicações de simulação numérica para a solidificação, têm sido uma ferramenta importante para o design das inserções, de forma a reduzir o tempo e custo, além de ampliar o conhecimento das condições térmicas presentes no molde. A eficácia destas simulações depende altamente da precisão dos parâmetros introduzidos, especialmente o

coeficiente de transferência de calor. Este parâmetro não é dos mais documentados [12, 15], devido à complexidade do processo e à dificuldade na obtenção da informação. Mesmo a informação disponível pode não estar no formato compatível com as aplicações de simulação numérica [2]. A transferência de calor não depende só dos parâmetros de controlo do processo, mas também das etapas do próprio ciclo, desde a injeção até ao fecho do molde, pois o plano de apartação e o próprio fundido são expostos a diferentes meios de arrefecimento, com consequências directas no coeficiente de transferência de calor. O elevado número de factores inter-relacionados durante os ciclos de injeção, faz com que a análise do fluxo de calor durante o processo seja bastante complexa [2].

Na fase de enchimento, o coeficiente de transferência de calor depende de diversos factores. No entanto, tal como referido anteriormente, também depende das condições experimentais. É obtida uma vasta gama de valores de coeficiente de transferência de calor na interface metal/fundido, podendo ser inferior que $1000 \text{ W/m}^2\text{K}$ até $20000 \text{ W/m}^2\text{K}$, numa liga de alumínio produzida num molde em cobre, aço e ferro fundido [16].

A velocidade de segunda fase tem um efeito significativo nos valores máximos do coeficiente de transferência de calor nas secções mais finas do fundido. Velocidades de injeção mais elevadas na segunda fase, originam resultados com picos mais acentuadas de coeficiente de transferência de calor [13].

Apesar do efeito da pressão nas propriedades térmicas da liga, esta também apresenta uma influência directa no aumento do coeficiente de transferência de calor, promovendo o contacto físico entre o molde e a liga durante a solidificação, o que aumenta o fluxo de calor através da interface. A aplicação da pressão durante a fase de compactação aumenta o coeficiente de transferência de calor de 1000 para $4700 \text{ W/m}^2\text{K}$ após 50 MPa de pressão aplicada. No entanto, Z. W. Chen [16] recorreu a coeficientes de transferência mais elevados, cerca de $6000 \text{ W/m}^2\text{K}$, devido à aplicação de pressões mais elevadas até 70 MPa . Há artigos que indicam valores diferentes e mais elevados, apesar de não existir correspondência entre os resultados experimentais e os calculados [17]. A redução de contacto pela falta de pressão entre o fundido e o molde reduz a eficiência da transferência de calor [14].

Após a compactação, segue-se a etapa de pulverização da superfície do molde. O coeficiente de transferência de calor depende de diversos factores, sendo eles, o tipo de pulverização, por varrimento, contínuo ou pulsado, da composição do spray, temperatura inicial da superfície do molde e tempo [11]. A figura 9, apresenta o coeficiente de transferência em diferentes condições de operação.

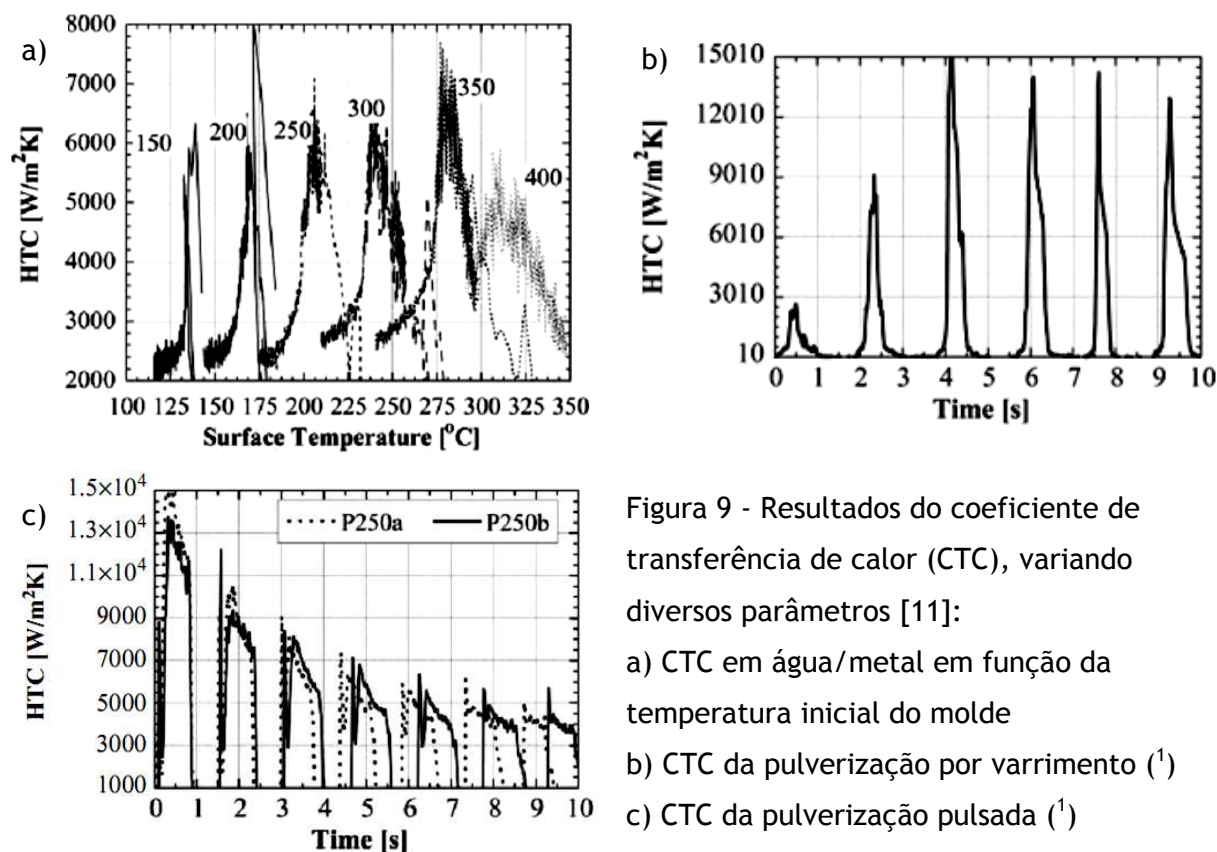


Figura 9 - Resultados do coeficiente de transferência de calor (CTC), variando diversos parâmetros [11]:

- a) CTC em água/metal em função da temperatura inicial do molde
- b) CTC da pulverização por varrimento ⁽¹⁾
- c) CTC da pulverização pulsada ⁽¹⁾

⁽¹⁾ Temperatura inicial da superfície do molde a 250°C

Spinelli et al. [14], procederam ao estudo do coeficiente de transferência de calor de acordo com a direcção da frente de solidificação e quantidade de silício em várias ligas de alumínio. O coeficiente de transferência foi obtido na interface metal/água, dependendo do tempo e da direcção de solidificação (sempre no sentido vertical). A figura 10 apresenta o coeficiente de transferência de calor na mesma interface, de acordo com estudo realizado em [14].

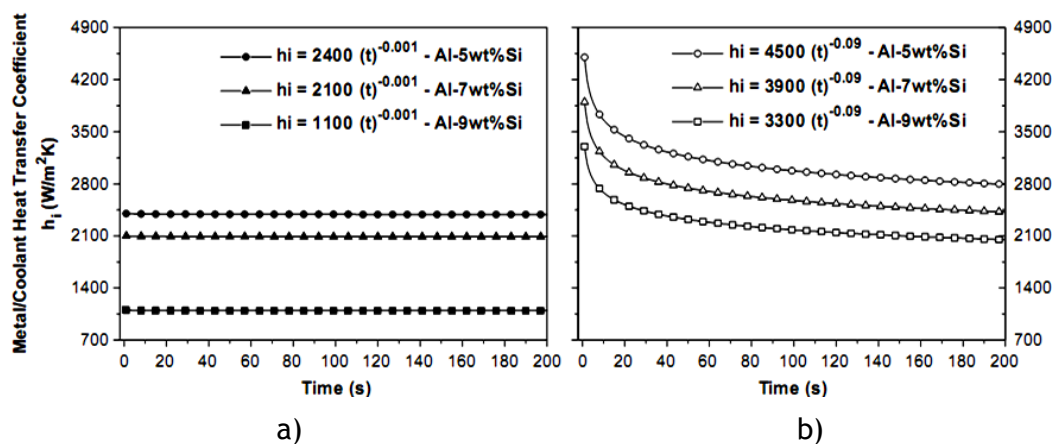


Figura 10 - Evolução do coeficiente de transferência na interface metal/água em função do tempo, para ligas de Al-Si durante a solidificação vertical; a) direcciona de superior para inferior; b) direcciona de inferior para superior [14]

Na figura 10, observa-se que a transferência de calor aumenta com a redução do conteúdo em silício, para ambas as direcções de solidificação. Também se observa que a transferência de calor é mais reduzida e está associada à solidificação direccional de cima para baixo [14].

2.5. Software de simulação por elementos finitos - ProCast

Para simular o processo de fundição injectada, utilizou-se a aplicação por elementos finitos da ESI Group, o ProCast. É uma aplicação que permite simular diversos parâmetros como o enchimento, velocidade de primeira e segunda fase, porosidade por contracção, tempo de enchimento, microestrutura, tensões no fundido ou no molde, simulação da abertura e fecho do molde assim como as consequências na temperatura superficial do mesmo. No entanto, este trabalho debruça-se fundamentalmente sobre a validação experimental da formação de porosidade. Os parâmetros térmicos e físicos necessários à simulação foram retirados da base de dados do *software*, este também possibilita adicionar novos materiais de acordo com a composição química e modelo de solidificação, que é referido mais adiante. Também permite simular os diversos componentes que constituem o molde, atribuindo diferentes materiais para cada. Adicionalmente, é possível dividir o modelo CAD de acordo com a sua importância na etapa de análise de resultados, atribuindo um tamanho de elemento único para cada componente do molde, o que possibilita gerar malhas heterogéneas nas secções mais críticas, como por exemplo o fundido. Os resultados da simulação dependem da definição da malha. Desta forma, sendo o fundido o componente mais importante da simulação, e devido à espessura reduzida da peça e à maior incidência da análise de resultados do fundido, o tamanho de elemento tem de ser mais reduzido, enquanto no molde tem de ser utilizado um tamanho de malha superior. Todos os componentes entre o fundido e o molde têm tamanhos de malha intermédios.

Recorrendo ao ProCast para a simulação da fase de enchimento, é permitido considerar as duas velocidades de injeção durante o processo, bastando introduzir uma tabela com a velocidade em função do tempo. No entanto, é necessária uma pré-simulação para determinar o instante ideal para iniciar a transição da primeira fase para a segunda fase de enchimento.

Atendendo à complexidade do sistema de fundição injectada, todo o ciclo de injeção pode ser simulado no ProCast, mas assumindo algumas simplificações. Para efeitos de simulação, a influência da pressão na porosidade não é considerada. No entanto, a fase de intensificação é processada através da tecnologia que o ProCast designa por alimentação activa ou “active feeding”. A alimentação activa é utilizada à medida que o

metal contrai com o abaixamento da temperatura. O ProCast continua a “injectar” metal pelas secções com fracções sólidas inferiores a 0,95. Assim que é atingida a fracção sólida crítica, o banho deixa de ser injectado e não há passagem de metal através da malha sólida, tal como será descrito mais adiante. É de referir que os resultados de porosidade não dependem da pressão aplicada, pelo que a alimentação activa apenas está presente para compensar a contracção metálica [15].

O ProCast também permite simular os ciclos de injeção, introduzindo a descrição do ciclo e os valores dos coeficientes de transferência de calor em cada etapa de injeção e após a abertura do molde. O ciclo é descrito por:

1. Tempo total;
2. Instante para a abertura do molde;
3. Tempo para a extracção do fundido;
4. Início e fim da pulverização;
5. Tempo de fecho do molde.

Cada uma destas etapas é complementada com o respectivo coeficiente de transferência de calor, não só na interface molde/fundido, mas também com o coeficiente durante a pulverização do molde.

O ProCast é uma aplicação para simulação por elementos finitos, que é constituído por um conjunto de aplicações informáticas, que facilitam as etapas de preparação e correcção da geometria do modelo a partir do ficheiro CAD. O formato CAD é analisado e a geometria é corrigida de acordo com a necessidade e a extensão dos erros geométricos. Para corrigir a geometria do modelo é necessário manipular as rectas e planos que compõem a forma da peça. Assim que o modelo é corrigido, o volume da geometria é preenchido automaticamente por elementos finitos, para proceder ao pré-processamento. Após a simulação, os resultados são visualizados e as condições da simulação são alteradas, se tal for necessário. Cada uma destas etapas é solucionada na aplicação apropriada para o efeito, sendo estes os Geomesh, MeshCast, PreCast, ProCast e VisualCast. De seguida, é descrita a função de cada aplicação na preparação da simulação. A figura 11 apresenta o respectivo fluxograma.

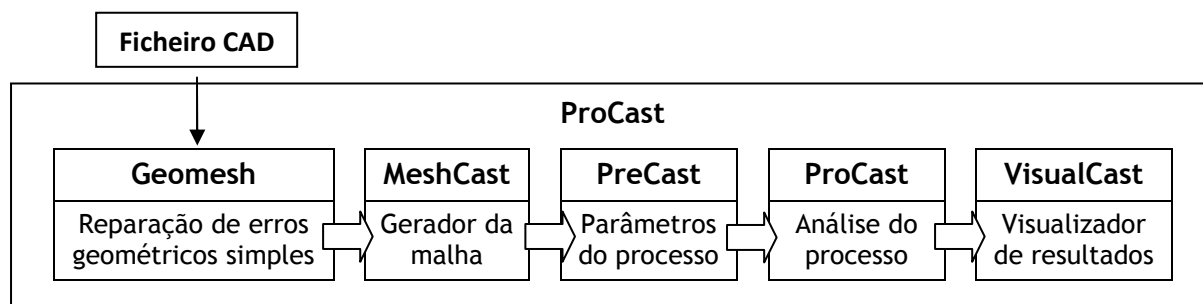


Figura 11 - Fluxograma do pré-processamento até à visualização de resultados

O Geomesh é utilizado como ponte para o MeshCast, para corrigir os erros geométricos mais básicos. O seu resultado será depois exportado para o MeshCast. O Geomesh tem capacidades de leitura, e análise superiores, o que permite corrigir os erros mais elementares do modelo CAD, enquanto que o MeshCast é utilizado para corrigir erros mais complexos, nomeadamente os planos e rectas que compõem a geometria do modelo, assim como a sobreposição dos mesmos. É de referir que não há ferramentas no MeshCast que indiquem a presença de sobreposição das rectas e planos que constituem o modelo CAD. Assim, a inspecção visual para determinar eventuais sobreposições das rectas e planos, do mesmo tamanho e forma, que constituem o modelo, torna-se num processo completamente manual. O MeshCast é a aplicação que permite construir a malha tridimensional com tetraedros.

Após a construção da malha, é utilizado o PreCast para o pré-processamento da simulação, definindo os materiais que se pretende simular a fim de calcular as propriedades térmicas e físicas dos mesmos. Também se definem as condições iniciais da simulação, as interfaces, os coeficientes de transferência de calor e as condições de fronteira. Nestas últimas, definam-se a temperatura de enchimento e a velocidade de injeção na entrada da cavidade do molde. Após o pré-processamento, é utilizado o ProCast para simular as condições impostas no PreCast. Depois de completa a simulação, todos os resultados são visualizados no VisualCast.

3. Parâmetros gerais de simulação

O ProCast disponibiliza a base de dados da “*Computherm*” para calcular as propriedades térmicas e físicas da liga de alumínio que se pretende simular. A tabela 3 apresenta a composição química introduzida no ProCast, para determinar diversos parâmetros da liga, como a temperatura de *solidus* e *liquidus*, assim como a evolução da densidade e a fracção sólida em função da temperatura, apresentadas nas figuras 12 e 13.

Tabela 3 - Composição química do fundido

Composição química (% em massa)				
Al	Si	Cu	Mg	Fe
Resto	9,0	3,0	0,55	1,0

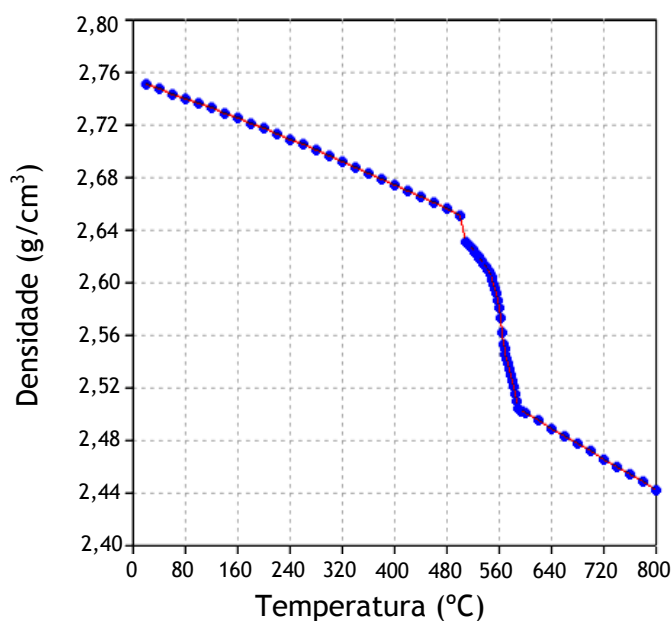


Figura 12 - Densidade em função da temperatura para a composição da tabela 3

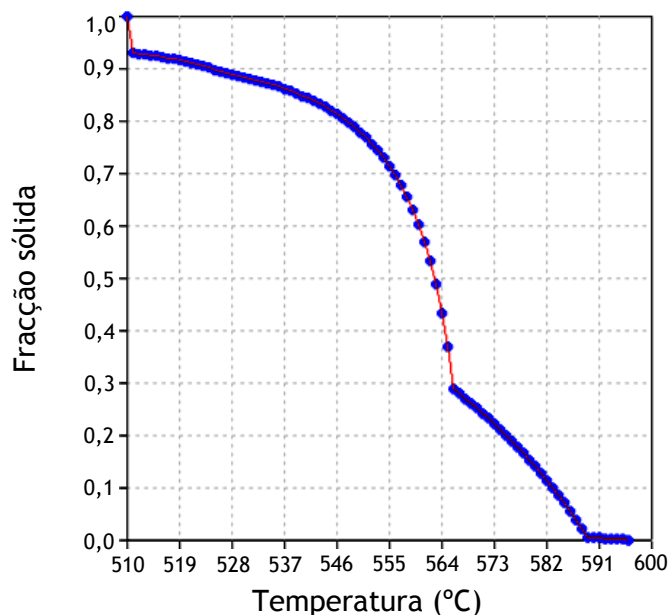


Figura 13 - Fração sólida em função da temperatura para a composição da tabela 3

Para calcular as propriedades do material apresentadas na figura 12 e 13, é necessário definir o módulo de solidificação. O ProCast disponibiliza três módulos: o “Lever”, “Scheil” e “Back-diffusion”. Os módulos de “Scheil” e “Lever” correspondem a dois modelos de microsegregação. O módulo de “Lever” é aplicado a materiais com solubilidade total do soluto na fase sólida. Por outro lado, o módulo “Scheil” aplica-se a materiais que não têm difusibilidade no estado sólido. Ambos os módulos apresentam solubilidade total no estado líquido. O módulo de “Back-diffusion” corresponde a situações

intermédias entre o “*Lever*” e o “*Scheil*”. No entanto, para o “*Back-diffusion*” é necessário definir uma taxa de arrefecimento média, enquanto nos outros modelos não é pedido tal informação [15]. Para obter as propriedades físicas e térmicas do material com a composição da tabela 3, é utilizado o módulo de “*Back-diffusion*”. É sugerido pelo suporte do ProCast, utilizar uma taxa de arrefecimento de 1000 K/s para determinar as propriedades do material. As curvas de fracção sólida e de densidade são importantes para o cálculo do dimensionamento do sistema de gitagem que será referido mais adiante. Os resultados de porosidade têm em consideração as propriedades das figuras 12 e 13, e, daí a importância de obter estes parâmetros no início da simulação [15]. O modelo CAD, fornecido pela empresa que colaborou neste trabalho, apresenta-se na figura 14.

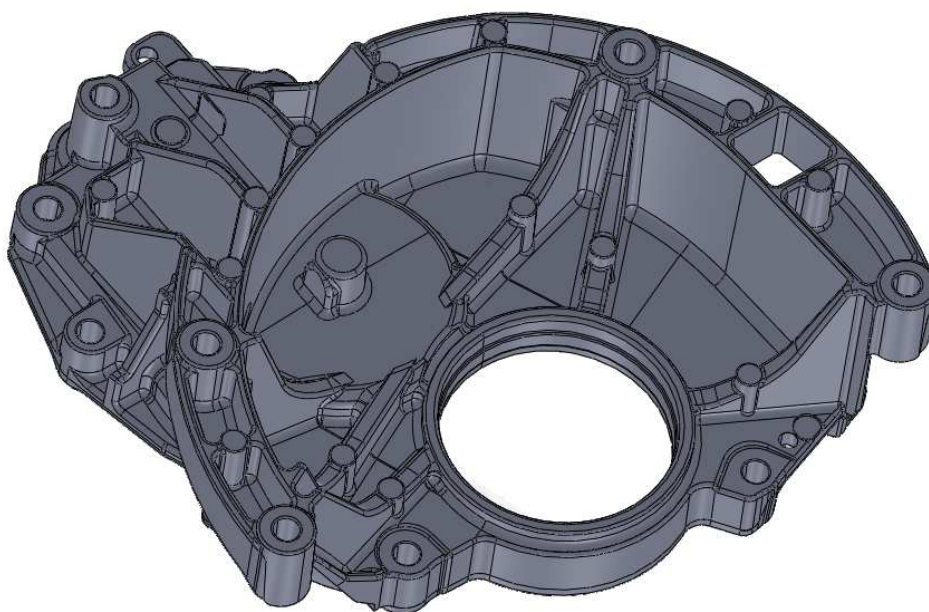


Figura 14 - Modelo CAD da peça utilizada nos modelos de simulação

Os dois modelos de simulação são apresentados em seguida. O primeiro corresponde ao modelo utilizado correntemente pela SLM (M_A), sendo disponibilizado pela empresa o sistema de gitagem e o molde. O outro modelo proposto (M_B) é dimensionado de acordo com a metodologia do capítulo 2.2 deste trabalho. Em ambos os modelos são simuladas as diversas etapas do enchimento: primeira e segunda fase, assim como a fase de intensificação. Em cada uma das simulações é identificado o instante para a transição da primeira para a segunda fase, de acordo com a posição da frente do banho metálico na cavidade moldante. A transição é identificada no instante em que o banho metálico se encontra logo após os ataques. Neste instante, a diferença de tempo da primeira para a segunda fase de enchimento é de 0,01s para compensar a aceleração do pistão, dando-se início à segunda fase de enchimento. Outros parâmetros fixos são: o tamanho do molde, a posição da peça relativamente ao molde, diâmetro da bolacha e a posição do mesmo.

Tabela 4 - Valores para descrever o ciclo de injeção

Parâmetro de simulação	Tempo (s)
Tempo total do ciclo	68
Abertura do molde	20
Extracção da peça	25
Início da lubrificação	30
Fim da lubrificação	50
Fecho do molde	55

O processo é simulado de acordo com o tempo do ciclo de injeção descrito na tabela 4, associado aos respectivos coeficientes de transferência de calor. Os valores desta tabela são obtidos de acordo com as informações da empresa. Os coeficientes de transferência de calor para as diferentes etapas do processo, foram definidos de acordo com o referido no capítulo 2.5 deste trabalho. Atendendo que é escolhido no ProCast um valor constante para a fase de enchimento e intensificação, é definido um valor de transferência intermédio entre estas duas etapas. No entanto, também é considerado o tempo de solidificação real do componente que não pode ultrapassar vinte segundos, sendo este o tempo de abertura do molde. Os coeficientes de transferência de calor utilizados para simular o processo de fundição injectada apresentam-se na tabela 5.

Tabela 5 - Coeficientes de transferência de calor nas diferentes etapas do ciclo de injeção

Etapas do ciclo	Interface	Coeficiente de transferência de calor (W/m^2K)
Enchimento	Molde/fundido	2500
	Canais de arrefecimento/molde	2000
	Molde/molde	1000
Compactação	Coeficientes idênticos à etapa de enchimento	
Extracção e pulverização	Molde/spray lubrificante	3000

Durante o enchimento e compactação, é considerado que o coeficiente de transferência de calor se encontra entre 1000 e 6000 W/m^2K , de acordo com [16]. Não é possível utilizar um coeficiente de transferência de 1000 W/m^2K , atendendo que o fundido não teria tempo suficiente para solidificar em menos de 20 segundos. De maneira semelhante, utilizar uma transferência de 6000 W/m^2K é um valor demasiado elevado, pois origina quantidades excessivas de poros, visto que a etapa de compactação e a influência deste na cavidade moldante seria bastante reduzida, já que a secção dos ataques é uma das primeiras secções a solidificar. Logo, é definido como condição inicial, um coeficiente de transferência de calor de 2500 W/m^2K . No entanto, este é um dos parâmetros que deve ser adaptado aos resultados experimentais.

Na interface dos canais de arrefecimento com o molde, o coeficiente de transferência de calor é definido de acordo com a figura 10 e com a composição química do banho metálico. Considerando que é introduzido um valor constante e intermédio entre os resultados da figura 10, a transferência na interface molde/canais de arrefecimento para a composição química da liga de alumínio simulada é de $2000 \text{ W/m}^2\text{K}$.

O coeficiente de transferência de calor na interface molde/spray lubrificante é definido de acordo com a figura 9. Atendendo à complexidade de obter valores de transferência de calor nesta etapa, pois esta depende de diversos parâmetros de funcionamento, é definido o valor de $3000 \text{ W/m}^2\text{K}$ para simular a extracção de calor da superfície do molde na etapa de pulverização.

Além dos coeficientes de transferência referidos, também é definida a transferência de calor na superfície exterior do molde para escoamento térmico na direcção da estrutura. Apesar de esta não ser modelada, é introduzido o coeficiente de $1000 \text{ W/m}^2\text{K}$, ou seja, uma interface metal/metal com a mesma temperatura inicial do molde.

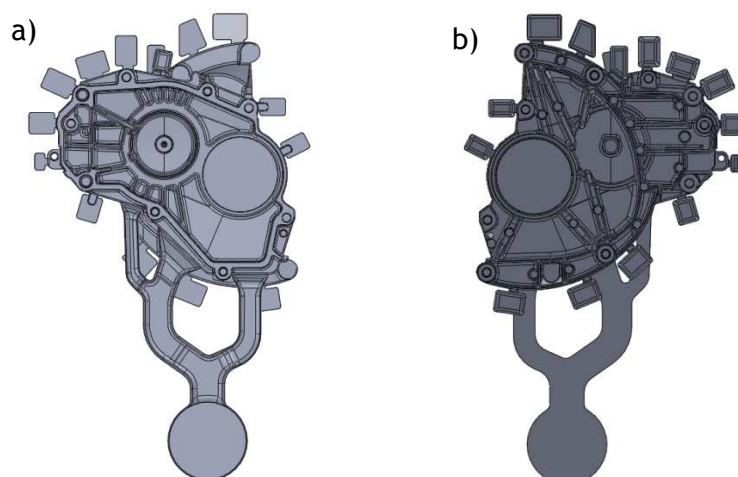
Atendendo que o ProCast utiliza a alimentação activa para simular a fase de compactação, não é definida qualquer condição de fronteira na face onde tem origem o banho metálico, pois a simulação da compactação só permanece activa para fracções sólidas inferiores a 0,95. Uma transferência de calor nesta face iria solidificar rapidamente a face em questão, interrompendo a alimentação activa na etapa de intensificação. Este aspecto é discutido em mais pormenor na discussão de resultados.

Todas as previsões de porosidade são obtidas através da aplicação de visualização de resultados, o VisualCast, cuja previsão da porosidade por contracção é superior a 1,42 % do tamanho de elemento de malha, malha essa que tem cerca de 2 mm de dimensão.

4. Modelos de simulação

4.1. Modelo de simulação corrente (M_A)

O M_A é apresentado na figura 15. O sistema de gitagem apresenta três ataques à peça e cinco canais com secções distintas para entrega do metal na cavidade moldante.

Figura 15 - Modelo da SLM (M_A)

a) Vista do lado móvel; b) Vista do lado fixo;

Todos os canais são dimensionados para compensar as diferenças de secção ao longo de todo o sistema de gitagem, a fim de garantir que as velocidades nos ataques sejam idênticas, o que permite obedecer à lei da continuidade referido no tópico 2.2 deste trabalho.

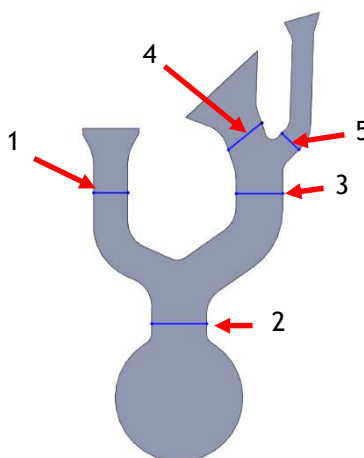


Figura 16 - Identificação dos canais para a tabela 6

Tabela 6 - Dimensões dos canais do sistema de gitagem do M_A

Nº do canal	Largura (mm)	Altura (mm)
1	25,0	10,5
2	40,0	20,0
3	34,0	17,0
4	31,0	15,7
5	17,5	9,8

A geometria do sistema de gitagem é determinada de acordo com o sistema de movimentos utilizado e o posicionamento dos mesmos. Atendendo que há um movimento

na posição anterior ao sistema de gitagem, a largura total do mesmo é confinada a um espaço limitado, pois o metal também pode fluir pelas juntas de deslizamento dos movimentos. Logo, os canais do sistema de gitagem não podem atravessar estas juntas.

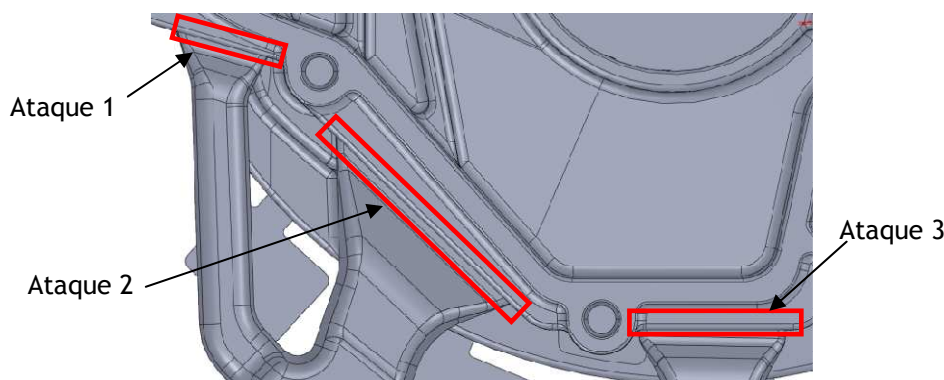


Figura 17 - Numeração dos ataques do M_A para a tabela 7

Tabela 7 - Dimensões dos ataques do M_A

	Ataque 1	Ataque 2	Ataque 3
Comprimento (mm)	27	68	41
Espessura (mm)	3		

As tabelas seguintes apresentam os parâmetros de simulação e os objectivos que se espera atingir. A informação das tabelas é fornecida pela empresa. É de referir que os parâmetros como a velocidade de primeira e segunda fase assim como a temperatura inicial do molde são definidas na simulação, enquanto a velocidade nos ataques, tempo de enchimento e tempo máximo de solidificação são objectivos a cumprir.

Tabela 8 - Parâmetros de simulação definidos do M_A

Velocidade 1ª fase (m/s)	Velocidade 2ª fase (m/s)	Temperatura inicial do molde (°C)	Temperatura do banho (°C)	Diâmetro da bolacha (mm)
0,5	2,0	150	696	90

Tabela 9 - Parâmetros a cumprir do M_A

Velocidade nos ataques (m/s)	Tempo de enchimento (s)	Tempo máximo de solidificação (s)
30	0,09	20

5.2. Modelo de simulação proposto (M_B)

A figura 18 apresenta o sistema de gitagem e masselotagem proposto pela metodologia de acordo com o tópico 2.2 deste trabalho. De seguida é referido cada passo para chegar à geometria deste sistema de gitagem.

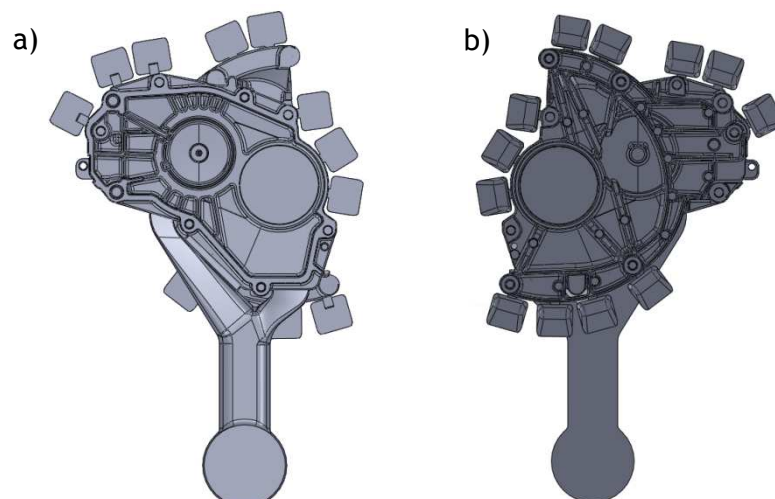


Figura 18 - Esquema do sistema de gitagem e masselotagem do M_B ; a) Vista do lado móvel e b) Vista do lado fixo

Antes de proceder aos cálculos, é necessário referir que há alguns obstáculos para o dimensionamento do sistema de gitagem. O M_B também deve ser submetido às mesmas restrições que o M_A , nomeadamente quanto ao posicionamento e largura de todo o sistema de gitagem, assim como a posição da bolacha.

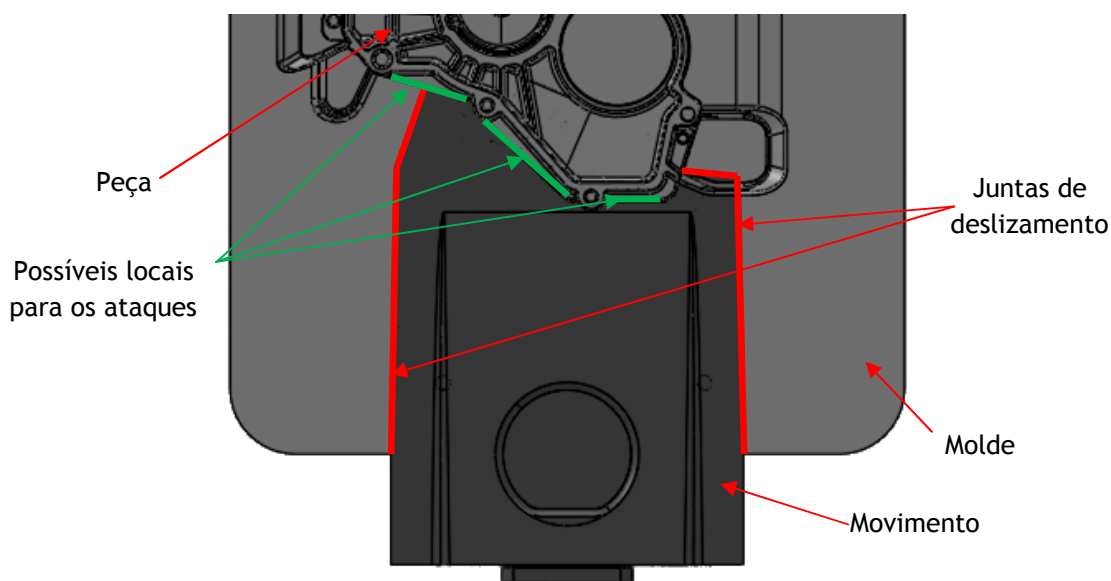


Figura 19 - Juntas de deslizamento do movimento inferior

A figura 19 apresenta as juntas de deslizamento, e tal como no M_A , os canais do sistema de gitagem do M_B também não podem atravessar estas juntas. As informações da tabela 10, são definidas para o dimensionamento do sistema de gitagem.

Tabela 10 - Parâmetros necessários para dimensionar o sistema de gitagem

Parâmetro definido (unidades)	
Nº de masselotes	13
Peso da peça (g)	2850
Peso do masselote (g)	25 ⁽¹⁾
Densidade (g/cm ³)	2,7 ⁽²⁾
Velocidade de enchimento (m/s)	25 ⁽³⁾
Largura do masselote (mm)	40
Espessura do masselote (mm)	12
Espessura de ventilação (mm)	0,12
Espessura média da peça (mm)	3
Espessura da bolacha (mm)	30
Diâmetro da bolacha (mm)	90
Comprimento total do ataque (mm)	150
Temperatura de <i>liquidus</i> (°C)	596 ⁽²⁾
Temperatura de <i>solidus</i> (°C)	510 ⁽²⁾
Sobreaquecimento do banho (°C)	100
Temperatura do molde (°C)	200
Fracção de metal sólido admissível	0,8

⁽¹⁾ - Valor obtido pelo software de modelação

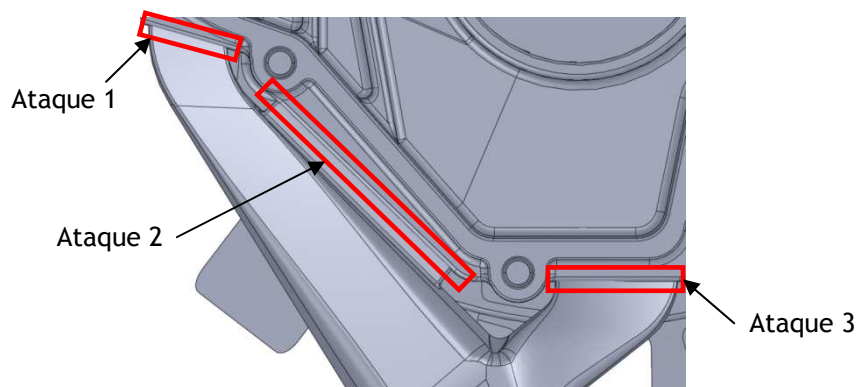
⁽²⁾ - Valor obtido pela base de dados da Computherm

⁽³⁾ - Depende da complexidade da peça e da geometria após o ataque

De seguida é calculado o tempo de enchimento a partir da equação 3, utilizando os parâmetros necessários da tabela 10, nomeadamente a temperatura do molde, o sobreaquecimento do banho e a fracção de metal sólido admissível. O valor calculado pela equação 3 é de 0,09s. O tempo de enchimento calculado, deve estar de acordo com os valores de tempo de enchimento da tabela 2, atendendo à espessura média da peça.

O tempo de enchimento é utilizado para dois cálculos que são referidos de seguida. O primeiro é o cálculo da área das saídas de ar, a partir da equação 1. A área das saídas de ar é de 61,0 mm². Dividindo esta área pelo número de masselotes previamente definido, obtém-se a área das saídas de ar para os ventiladores. A área de ventilação para cada masselote é de 4,69 mm². Para determinar se é possível ter esta área de ventilação, a partir do masselote definido previamente, calcula-se o produto da largura do masselote pela espessura de ventilação. O resultado deste cálculo é 4,80 mm², que é superior à área de ventilação calculada anteriormente pela equação 1, ou seja, o número de masselotes e o dimensionamento dos mesmos permitem escoar o ar da cavidade moldante.

O segundo cálculo, utilizando o tempo de enchimento, é a área de secção do ataque, através da equação 2, utilizando o peso após ataque, a densidade e a velocidade de enchimento. O resultado da equação 2 é de 488 mm². Este valor é então utilizado para calcular a espessura do ataque, dividindo a área de secção do ataque pelo comprimento do mesmo, sendo este último previamente definido. A espessura do ataque calculado é de 3 mm.

Figura 20 - Identificação dos ataques do sistema M_B

Atendendo que não é possível posicionar um ataque com 150 mm de comprimento em qualquer secção da peça, este valor é dividido pelo número de ataques, assim como o comprimento é distribuído pela posição e comprimentos disponibilizados pela peça. A tabela 11 apresenta o comprimento utilizado para os ataques.

Tabela 11 - Comprimento dos ataques disponibilizado e o real utilizado pelos três ataques

	Ataque 1	Ataque 2	Ataque 3
Comprimento disponível (mm)	72,2	81,5	42
Comprimento utilizado (mm)	27,0	81,0	42

Devido à posição do movimento, tal como referido anteriormente, o comprimento do ataque 1 é reduzido para 27,0 mm. Com os comprimentos dos ataques definidos, segue-se o dimensionamento do sistema de gitagem propriamente dito. A área de secção do canal, é calculada pela equação 4 e o dimensionamento do mesmo pelas equações 5 e 6. A geometria do sistema de gitagem é apresentada na figura 21. Somando a área de cada canal, calcula-se as dimensões do canal principal do sistema de gitagem que tem origem na bolacha.

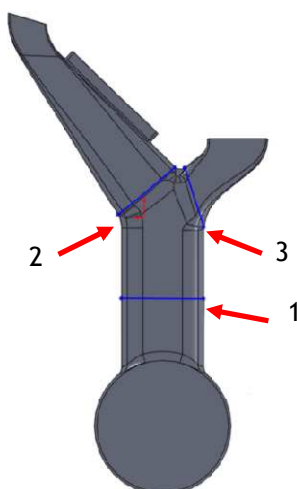
Figura 21 - Identificação dos canais do M_B para a tabela 12

Tabela 12 - Dimensões dos canais para o M_B

Nº do canal	Largura (mm)	Altura (mm)
1	56,0	22,7
2	50,6	
3	42,8	

O canal com origem na bolacha diverge para dois canais. Ambos os canais variam continuamente de área de secção à medida que se aproximam do ataque.

De seguida são calculadas as velocidades de enchimento para as diversas etapas. No entanto, é necessário calcular a taxa de enchimento segundo o comprimento útil da camisa de injeção. O comprimento útil é de 480 mm com o diâmetro previamente definido. De seguida é calculada a taxa de enchimento, atendendo ao volume de metal vazado e o volume real da camisa. Para obter o volume de metal vazado é necessário determinar o peso total do fundido. Através da aplicação CAD, o sistema de gitagem tem um peso de 1060g. Somando o peso do sistema de gitagem com o peso após o ataque, obtêm-se um valor de 4235g. Dividindo este resultado pela densidade, obtém-se um volume de metal vazado de 1568 cm³. Utilizando o volume da camisa de injeção e o volume de metal vazado, calcula-se a taxa de enchimento, cujo resultado é de 51%. Este resultado está de acordo com as taxas de enchimento aceitáveis, entre 50 e 60 %, tal como referido no capítulo 2.3. Com a taxa de enchimento, é calculada a velocidade da primeira fase de enchimento pela equação 8, cujo resultado é 0,53 m/s. Segue-se o cálculo da velocidade da segunda fase de enchimento através da equação 10. A velocidade calculada é de 1,92 m/s.

As dimensões entre o sistema de gitagem do M_B e M_A não são idênticos. Os ataques 1 e 3 têm comprimentos idênticos ao M_A , mas o ataque 2 tem um comprimento maior. No entanto a espessura de todos os ataques é mantida como no sistema original, atendendo que não é possível aumentar a espessura, pois a face da peça não tem altura suficiente para acomodar um ataque com espessuras superiores.

Os ciclos de injeção e os coeficientes de transferência de calor são idênticos aos utilizados no sistema de gitagem do M_A . No entanto, a temperatura inicial do molde assim como a velocidade do banho nos ataques não são idênticos. A temperatura inicial do molde no M_B é de 200 °C com uma velocidade de 25 m/s na secção dos ataques.

Tabela 13 - Parâmetros de simulação definidos na simulação do M_B

Velocidade 1ª fase (m/s)	Velocidade 2ª fase (m/s)	Temperatura do banho (°C)
0,53	1,93	696

Tabela 14 - Parâmetros a cumprir na análise de resultados

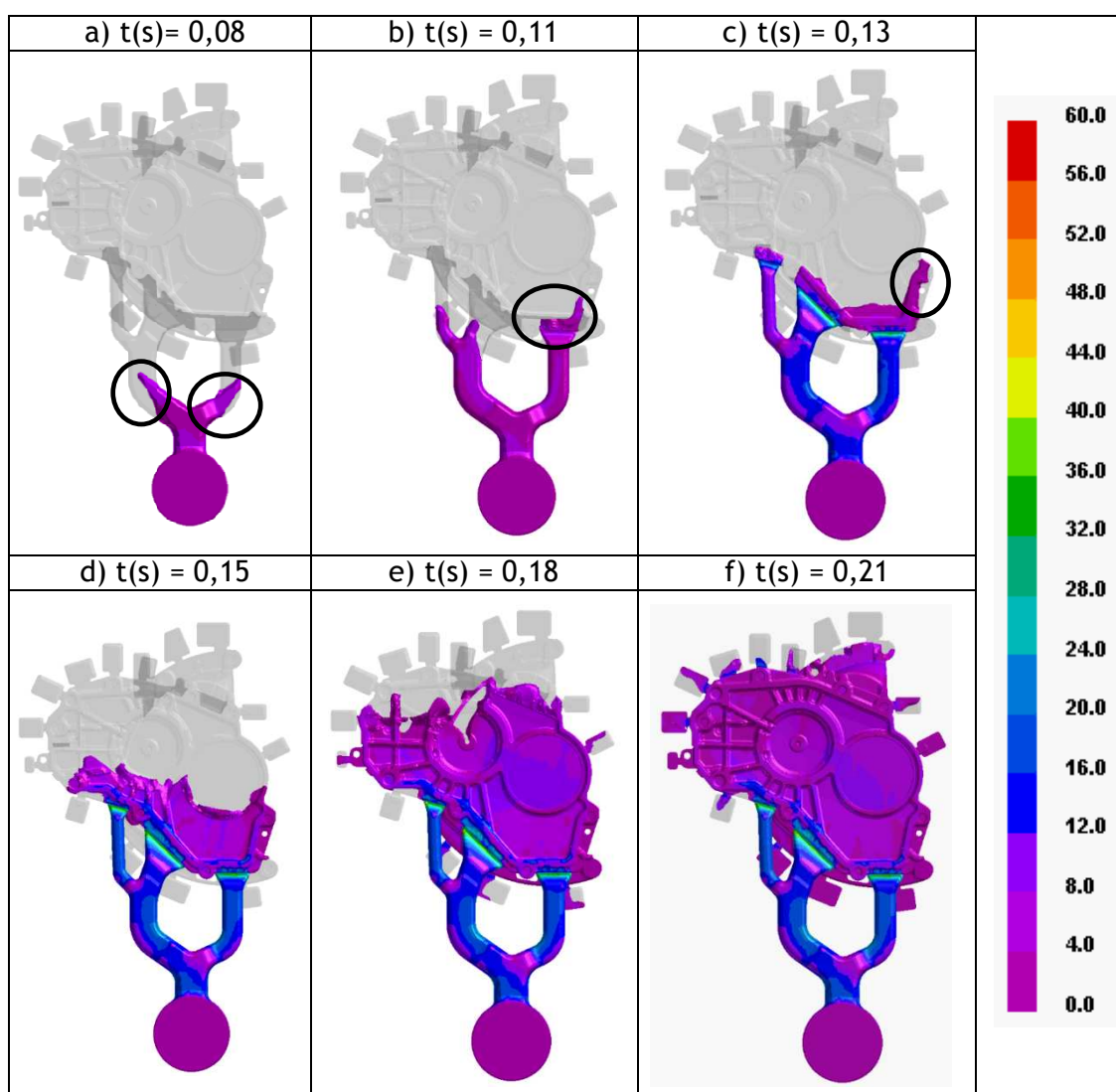
Velocidade nos ataques (m/s)	Tempo de enchimento (s)	Tempo máximo de solidificação (s)
25	0,09	20

A velocidade de enchimento é definida a 25 m/s, pois a complexidade da peça exige fluxos do banho metálico mais reduzidos. Comparando os parâmetros de simulação, entre o M_A e o M_B (tabelas 9 e 14), observa-se que o tempo de enchimento permanece idêntico em ambos os modelos.

5. Resultados e discussão

5.1. Etapa de enchimento

A discussão dos resultados é realizada em simultâneo para ambos os modelos simulados, ou seja, para cada parâmetro em discussão do M_A , é referido de forma análoga o mesmo para o M_B .

Tabela 15 - Evolução do enchimento e velocidade (m/s) do banho metálico no M_A


Atendendo que o gradiente térmico do molde influencia principalmente a etapa de solidificação, só é demonstrado o enchimento com o molde à temperatura constante, para ambos os modelos simulados.

A tabela 15 apresenta a evolução do enchimento da cavidade do M_A . Pela tabela, o sistema de gitagem utilizado apresenta obstáculos no fluxo do banho metálico nos primeiros instantes. Na tabela 15.a, é possível observar o possível aprisionamento de ar no sistema de gitagem nos instantes iniciais da primeira fase de enchimento. É de referir que, estas zonas com possibilidade de ar aprisionado são preenchidas após alguns instantes, e sendo assim é necessário avaliar o enchimento em cada instante, para analisar possíveis “obstáculos” a transpor durante esta etapa.

Assim como nos primeiros instantes do fluxo do banho no sistema de gitagem, durante o enchimento da cavidade moldante também pode haver um possível aprisionamento de ar, como se pode observar na tabela 15.c. No entanto, e dada a complexidade da peça, é de esperar que o fluxo do banho não tenha um comportamento ideal para reduzir o aprisionamento de ar, pois a peça para além de complexa, apresenta diversas espessuras, originando um fluxo não uniforme.

No instante 0,11s, referente à tabela 15.b, é possível observar que o banho metálico inicia o enchimento da cavidade moldante a partir de um dos ataques, ou seja, a transição da primeira para a segunda fase torna-se numa tarefa complexa, atendendo a que o banho metálico não chega aos ataques no mesmo instante, especialmente para um sistema de gitagem assimétrico. No entanto, a segunda fase de enchimento inicia-se no instante 0,1317s, o que significa que é necessário aproximadamente 0,03s para iniciar a segunda fase de enchimento, sendo este um tempo reduzido.

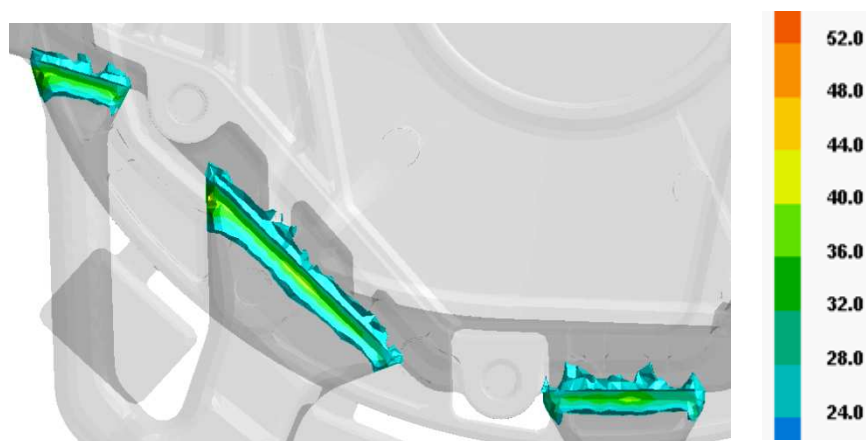


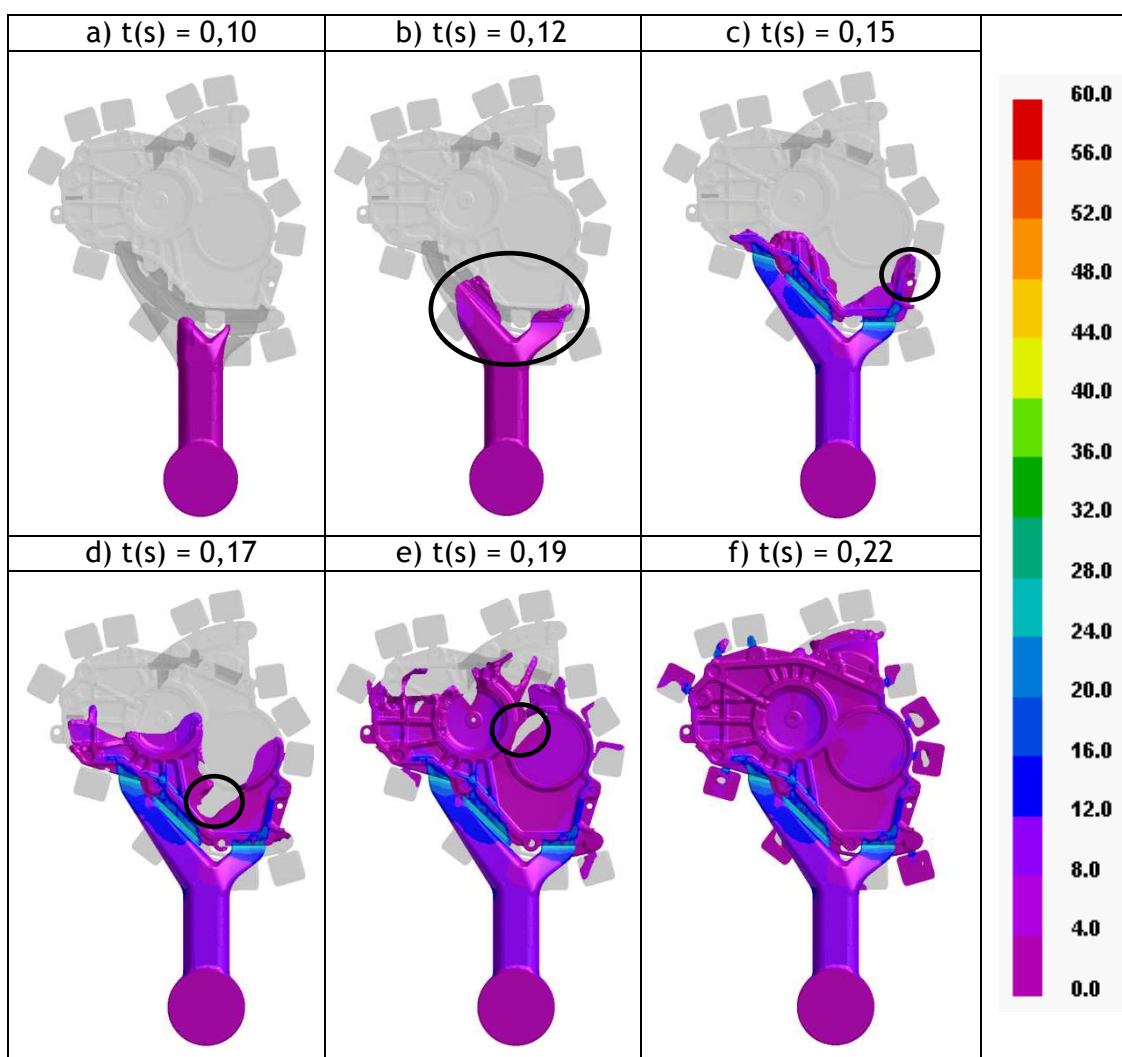
Figura 22 - Velocidade nos ataques na segunda fase de enchimento (m/s) para o M_A

Atendendo que o objectivo a cumprir no M_A é de 30 m/s na secção dos ataques, a velocidade do banho mantém-se entre os 25 e 40 m/s (ver figura 22), pois o fluxo do banho não é uniforme no sistema de gitagem. Note-se que é complexo manter a velocidade

constante num sistema com diversos canais de alimentação. De seguida é discutida a fase de enchimento para o M_B .

Na tabela 16, apresenta de forma idêntica o fluxo do banho metálico para o sistema de gitagem do M_B . O facto de este ter uma geometria diferente do modelo corrente, apresenta algumas diferenças durante o enchimento. Também há aprisionamento de ar, que pode ser observado na tabela 16.c, especialmente na zona central da peça, marcado na tabela em 16.d e 16.e. Este comportamento do banho metálico deve-se à geometria do sistema de gitagem, cuja direcção de enchimento nos ataques não é perpendicular ao ataque na cavidade moldante, especialmente do ataque mais à direita, favorecendo percursos de enchimento diferentes, originando duas frentes metálicas que se unem aproximadamente no centro da peça, como é observado na tabela 16.d. Estas zonas podem ter consequências na qualidade do fundido, pois podem originar porosidade gasosa. O tempo de enchimento é referido em maior pormenor mais adiante.

Tabela 16 - Evolução do enchimento e velocidade (m/s) do banho metálico no M_B



Atendendo que as velocidades de primeira fase entre o M_A e M_B são semelhantes, a transição da primeira para a segunda fase de enchimento é mais demorada no M_B pois o sistema de gitagem com ligação à bolacha apresenta um canal mais maciço. No entanto, e de forma semelhante ao modelo corrente, a assimetria do sistema de gitagem não permite preencher os ataques no mesmo instante, tal como se pode ver na tabela 16.b. Neste sistema de gitagem, os ataques central e à direita, são preenchidos primeiro. Atendendo ao referido, o instante para iniciar a segunda etapa de enchimento é mais tardio, a partir de 0,1467s. Tal como no M_A , o tempo de transição é de 0,01s até a velocidade de enchimento coincidir com a velocidade de segunda fase.

A figura 23 apresenta a velocidade do banho nos ataques. O valor a cumprir na segunda fase é de 25 m/s. Observa-se que a velocidade de enchimento nos ataques encontra-se entre os 20 e 30 m/s. O comprimento superior do ataque central permite obter velocidades numa gama mais apertada e mais perto do objectivo, assim como o fluxo do metal nestas secções é mais uniforme do que no M_A . Para além disso, o enchimento do sistema de gitagem do M_B é menos complexo, e sendo assim, o comportamento do banho é mais apropriado para evitar aprisionamentos de ar na primeira fase de enchimento, visto que o sistema é composto por um único canal principal que diverge para os diferentes ataques. De seguida é discutido o tempo de enchimento em ambos os modelos simulados.

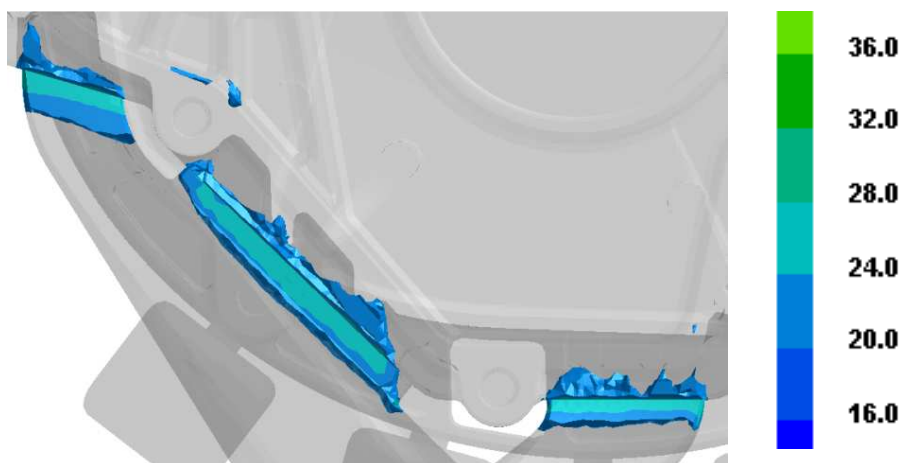


Figura 23 - Velocidade (m/s) nos ataques na segunda fase de enchimento para o M_B

É referido, anteriormente, que o tempo de enchimento para o M_A é de 0,09s. Considerando que é identificada a transição da primeira para a segunda etapa no instante 0,1317s do enchimento, e que o tempo de enchimento total da cavidade do molde é de 0,2143s (ver figura 24), verifica-se que o enchimento da cavidade moldante é realizado em 0,0826s, sendo este muito semelhante ao tempo de enchimento previamente definido, com uma variação de 0,0074s, ou de 8% do tempo definido.

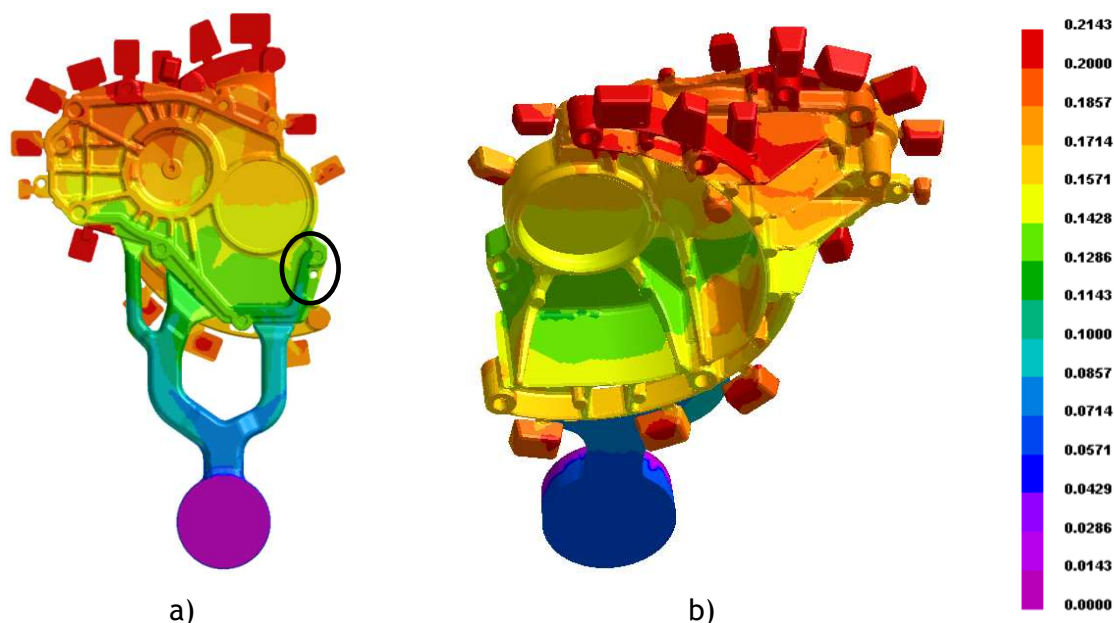


Figura 24 - Tempo de enchimento (s) nas diferentes zonas do fundido para o M_A (vista 1)

Pela figura 24.a, observa-se que os tempos de enchimento são contínuos, não havendo frentes de fluxo metálico convergentes para a mesma zona. A marcação com uma circunferência na figura 24.a, é uma secção com possível tendência para aprisionamento de ar durante a segunda fase de enchimento. No entanto, a mesma secção apresenta uma variação de tempo muito reduzida.

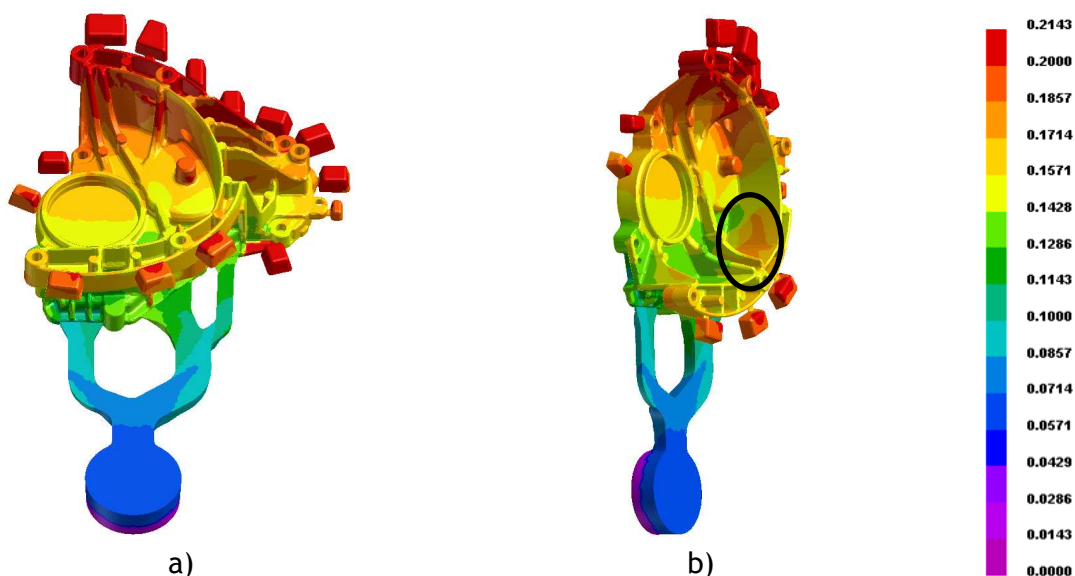


Figura 25 - Tempo de enchimento (s) nas diferentes zonas do fundido para o M_A (vista 2)

Também é observado na figura 25.b, uma zona com tempos de enchimento superiores à vizinhança, sendo uma secção propícia ao aprisionamento de ar. Esta secção deve ser validada por ensaios de radioscopia para determinar a existência de um poro de origens gasosas. O tempo de enchimento da restante cavidade moldante não apresenta o

mesmo obstáculo, pois as zonas com maiores tempos de enchimento estão localizadas perto dos masselotes, para permitir o escoamento do ar da cavidade moldante.

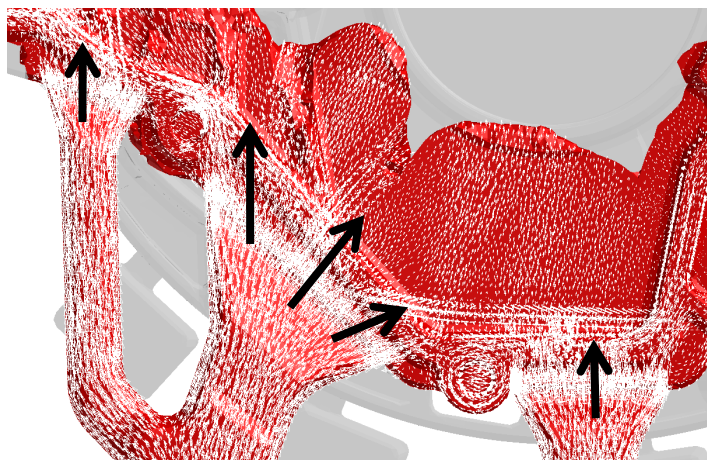


Figura 26 - Direcção de enchimento a partir dos ataques

Apesar da zona referida anteriormente, os tempos de enchimento das diferentes secções da cavidade moldante não apresentam zonas onde duas frentes de banho metálico convirjam para uma secção em específico, tal como acontece no M_B que será discutido mais adiante. Como se pode observar pela figura 26, a direcção de enchimento a partir da secção do ataque permite obter tempos de enchimento contínuos, de baixo para cima, pois a direcção de entrada do banho na cavidade é perpendicular à face do ataque. De seguida é discutido o tempo de enchimento para o M_B .

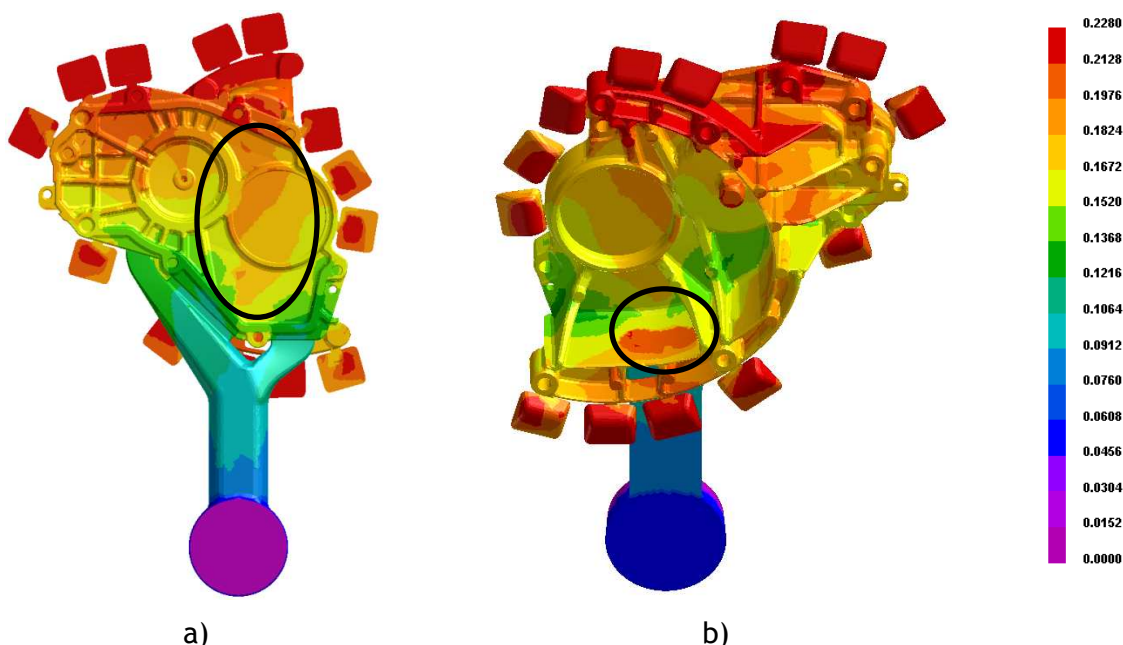


Figura 27 - Tempo de enchimento (s) nas diferentes zonas do fundido para o M_B (vista 1)

A figura 27 apresenta o tempo de enchimento para as diferentes zonas da peça. O tempo de enchimento da cavidade do molde para o M_B é de 0,2280s, que é superior ao tempo de enchimento do M_A . Atendendo que a segunda fase se inicia no instante 0,1477s, o

tempo de enchimento da cavidade moldante é de 0,0803s, ou seja, uma variação de 10% do tempo calculado. Durante o enchimento são apresentadas secções da peça com tempos de enchimento superiores à vizinhança. Este aspecto é bem perceptível na figura 27.a, onde se pode observar que há duas frentes de banho metálico que convergem para a mesma zona, o que significa que o tempo de enchimento da cavidade moldante não é contínuo. Esta secção, depois de preenchida pelo banho, pode ser uma zona propícia para o aprisionamento de ar, além da formação de óxidos nas frentes metálicas poderá impedir a união entre as mesmas, e tal como discutido no M_A , este comportamento do banho metálico deve ser validado com resultados experimentais. Estas zonas de aprisionamento de ar não são idênticas ao M_A , principalmente na secção da convergência das frentes do banho metálico, como se pode observar comparando as figuras 24.a e 27.a.

Na figura 27.b, também se observam tempos de enchimentos superiores à vizinhança. Assim, as consequências do comportamento do banho nestas condições podem ser prejudiciais para a qualidade interna da peça. Para o M_A , este aprisionamento de ar também não é observado.

A figura 28, apresenta a segunda vista dos resultados do enchimento com comportamentos do fluxo metálico semelhantes aos referidos anteriormente, nomeadamente na figura 28.a. Comparando a mesma secção, do enchimento do M_A com o M_B , observa-se que o tempo de enchimento é bastante superior no M_B . Atendendo que não é possível introduzir um masselote nesta secção, pois o sistema de gitagem não o permite, esta zona também pode ser propícia para a porosidade gasosa.

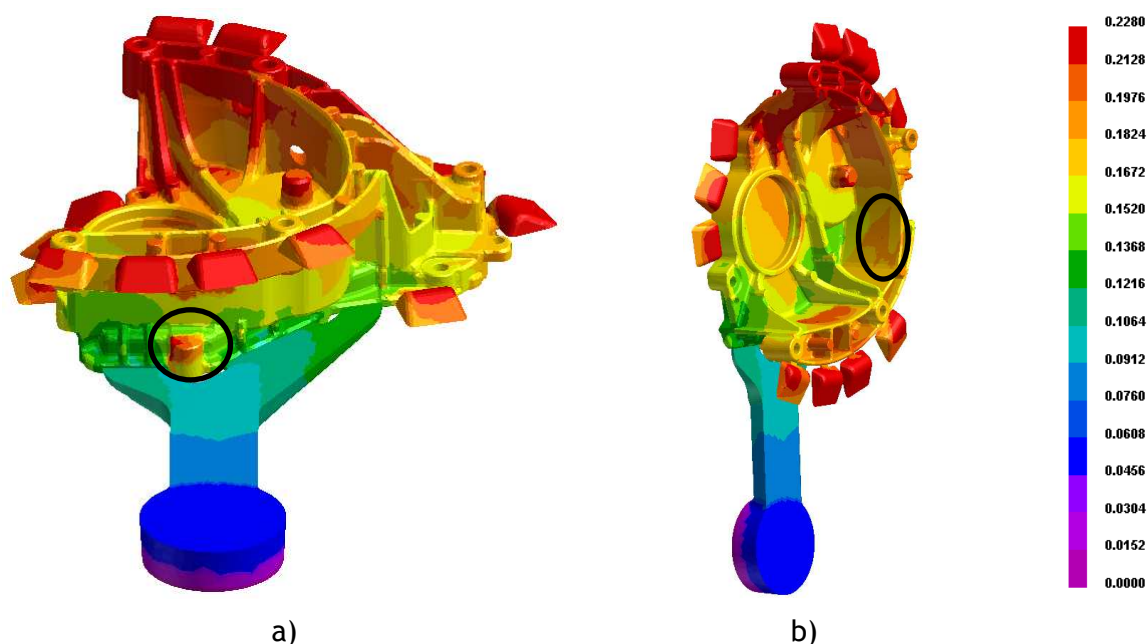


Figura 28 - Tempo de enchimento (s) nas diferentes zonas do fundido para o M_B (vista 2)

A marcação com circunferências nas figuras 25.b e 28.b, do M_A e M_B respectivamente, apresentam a única secção com alguma semelhança no comportamento do fluxo do banho metálico.

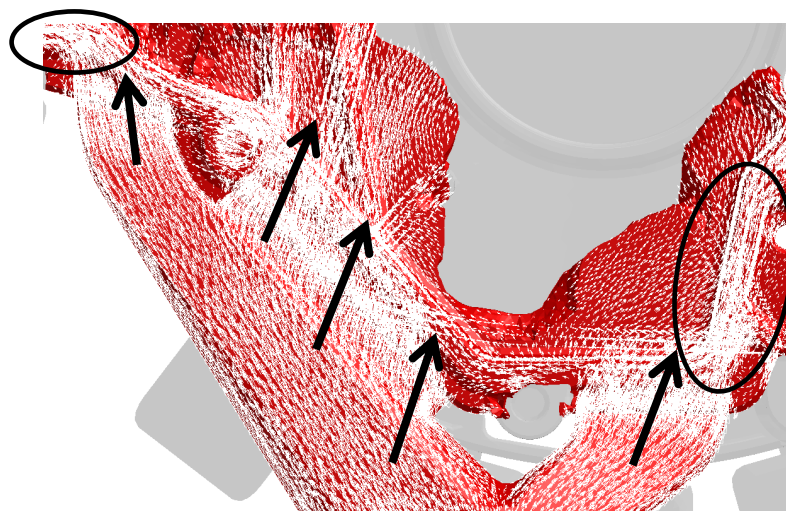


Figura 29 - Direcção de enchimento a partir dos ataques para o M_B

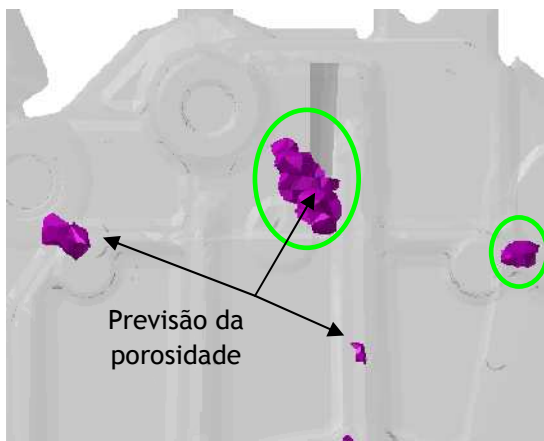

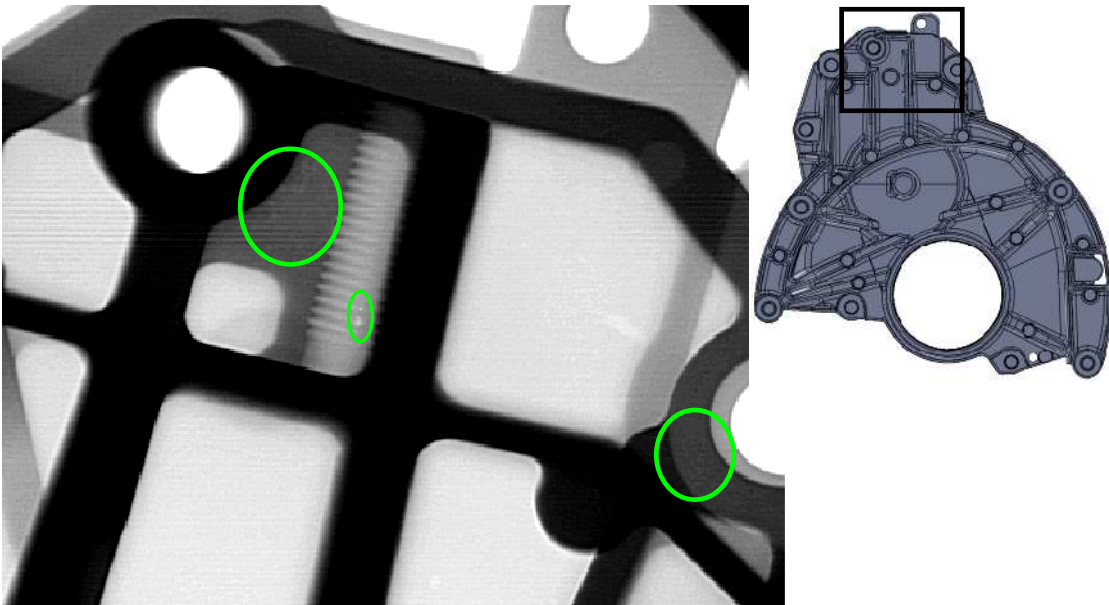
Pela figura 29 observa-se que o comportamento do banho à entrada da cavidade moldante não é semelhante ao fluxo do M_A , observado na figura 26. Este comportamento pode explicar a convergência das frentes metálicas na zona central da peça, assim como noutras secções com tempos de enchimento superiores. Observa-se também que a direcção do banho é menos uniforme que no M_A , especialmente nos ataques laterais, em que a direcção do banho tem tendência para percorrer secções mais maciças, como se pode constatar pelas marcações da figura 29.

Comparando o fluxo do banho em ambos os modelos, pode-se concluir que o M_A apresenta comportamentos do banho mais favoráveis à diminuição do aprisionamento de ar, pois no M_B não há tempos de enchimento contínuos, de baixo para cima. Além disso, o M_B apresenta outros obstáculos ao fluxo do banho inexistentes no M_A .

5.2. Ensaios de radioscopia e adequação da previsão da porosidade

A validação por raios-X foi realizada no M_A . Atendendo à dificuldade em realizar ensaios não destrutivos de raios-X numa peça complexa, devido às diferentes secções maciças e sobreposição das mesmas, originando uma imagem com pouca definição e contraste, é necessário fazer o mesmo ensaio em diferentes ângulos de incidência na mesma zona da peça para obter uma melhor localização da porosidade. Assim, todas as imagens obtidas pelos raios-X são numeradas de acordo com a secção analisada e identificadas numa figura adjacente, para melhor percepção do local em questão. A previsão da porosidade é marcada nas figuras por zonas a magenta, e, as zonas com uma circunferência a verde são secções que coincidem com os ensaios de raios-x.

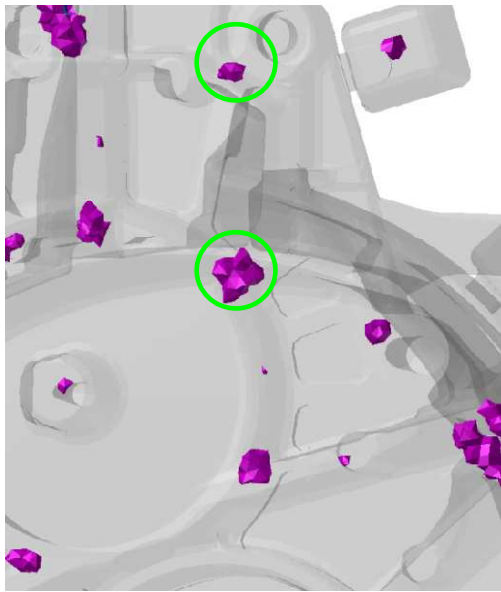

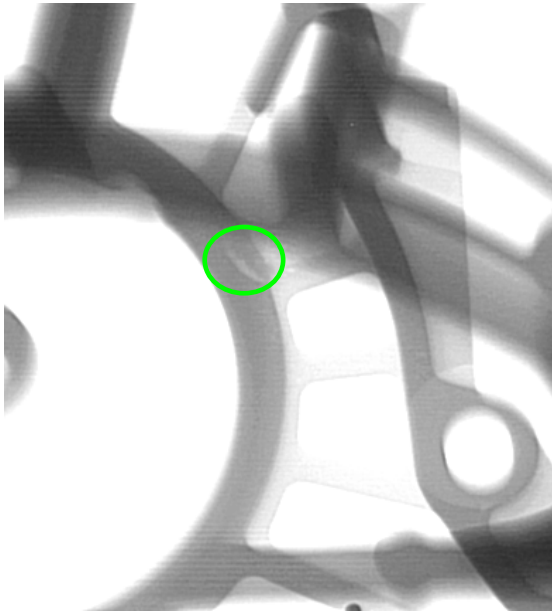
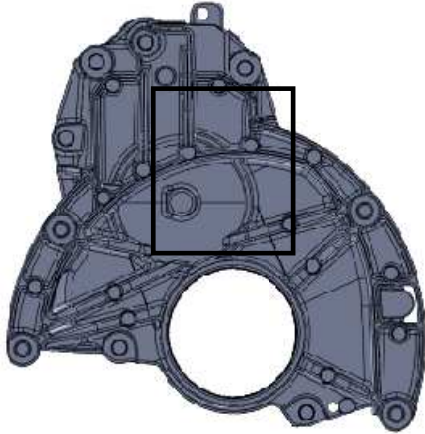
Tabela 17 - Identificação da porosidade da secção 1 pelo a) ProCast e b) Raios-x

	Simulação 1ª Injecção	Simulação 10ª Injecção
a)		
b)		

A tabela 17 apresenta o resultado da primeira e décima injeção, correspondente às condições iniciais de temperatura do molde constantes e com os gradientes térmicos associados ao último ciclo simulado. Neste último, observa-se que há uma previsão adicional de uma porosidade que não consta na simulação com o molde à temperatura constante. No entanto, a porosidade com dimensões maiores, marcada com uma circunferência a verde na tabela 17, apresenta-se no ensaio de raios-X como microporosidade, e disperso por uma área maior.

A tabela 18.b) apresenta o ensaio de raios-X na secção 2 da peça, onde é possível observar a porosidade resultante da contracção do metal, que também se encontra na previsão da porosidade nos resultados para ambas as simulações.

Tabela 18 - Identificação da porosidade da secção 2 pelo a) ProCast e b) Raios-x

	Simulação 1ª Injecção	Simulação 10ª Injecção
a)		
b)		

Tal como na tabela 17, a quantidade de poros para a décima injeção é superior à da simulação com o molde à temperatura constante. No entanto, a porosidade localizada mais à direita é um poro de dimensões significativas que não consta dos ensaios de radioscopia. Este poro é discutido em maior pormenor mais adiante. Em todos os resultados das simulações, observa-se uma maior quantidade de poros nas simulações em que a temperatura do molde não é uniforme. No entanto, os poros adicionais, previstos em diferentes condições de simulação, têm geralmente dimensões reduzidas.

Tabela 19 - Identificação da porosidade da secção 3 pelo a) ProCast e b) Raio-x

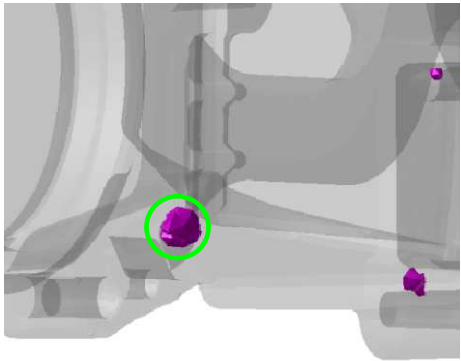
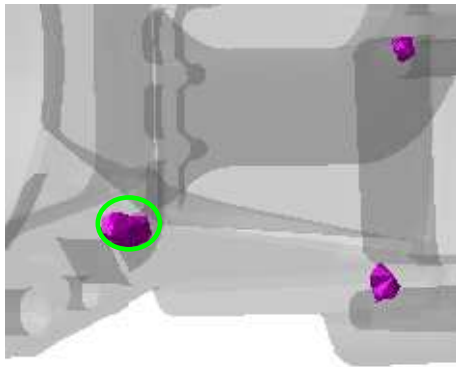
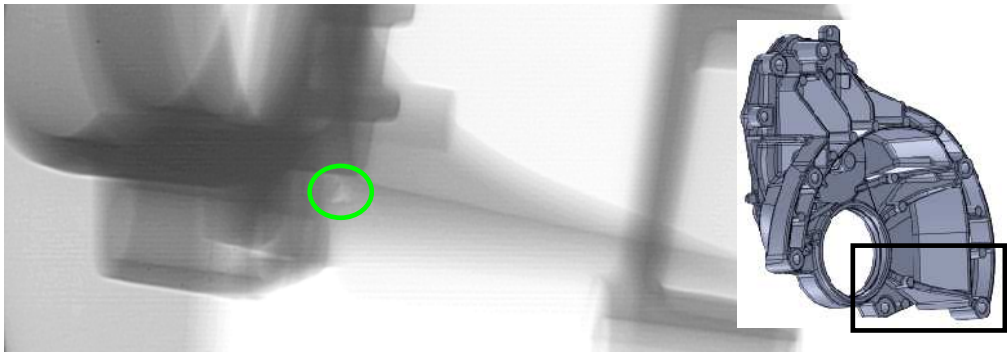
	Simulação 1ª Injecção	Simulação 10ª Injecção
a)		
b)		

Tabela 20 - Identificação da porosidade da secção 4 pelo a) ProCast e b) Raio-x

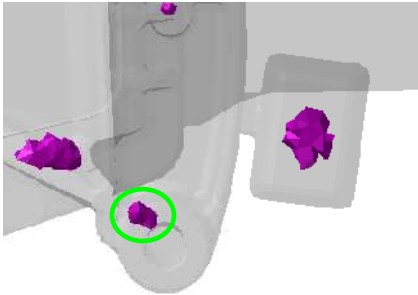
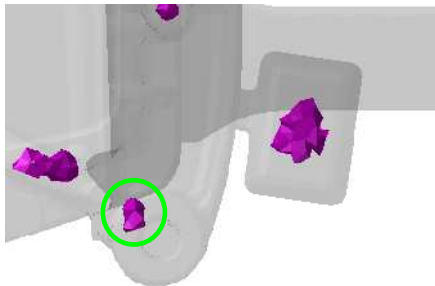
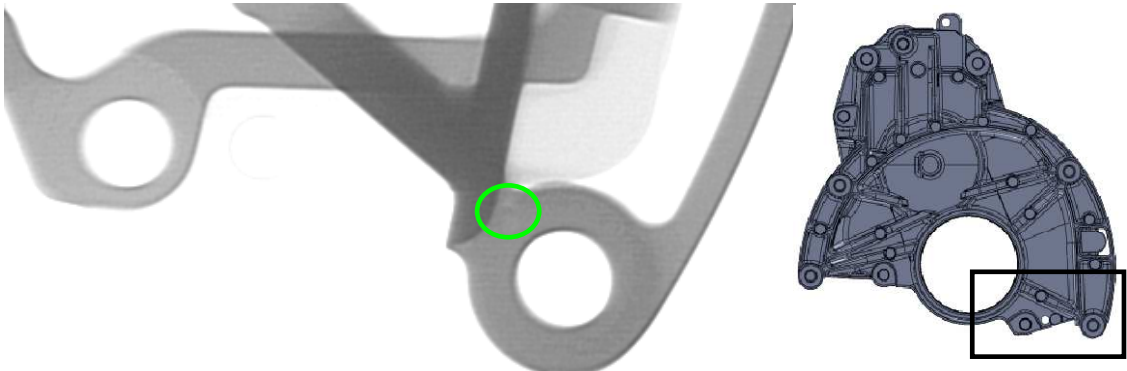
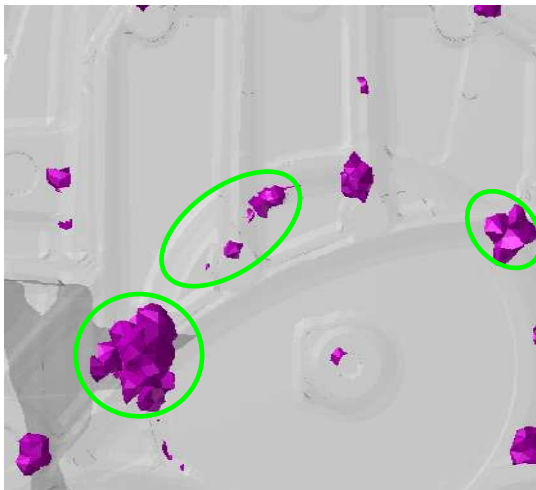
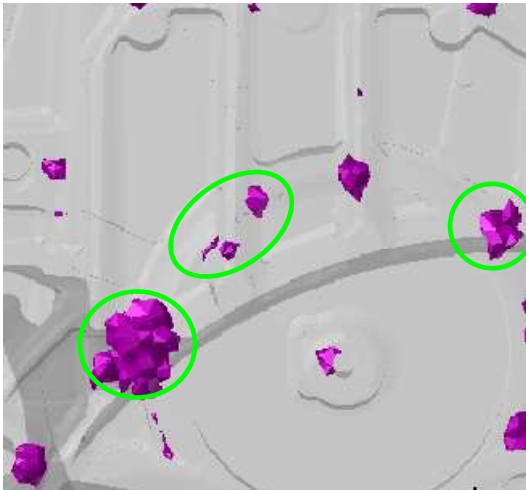
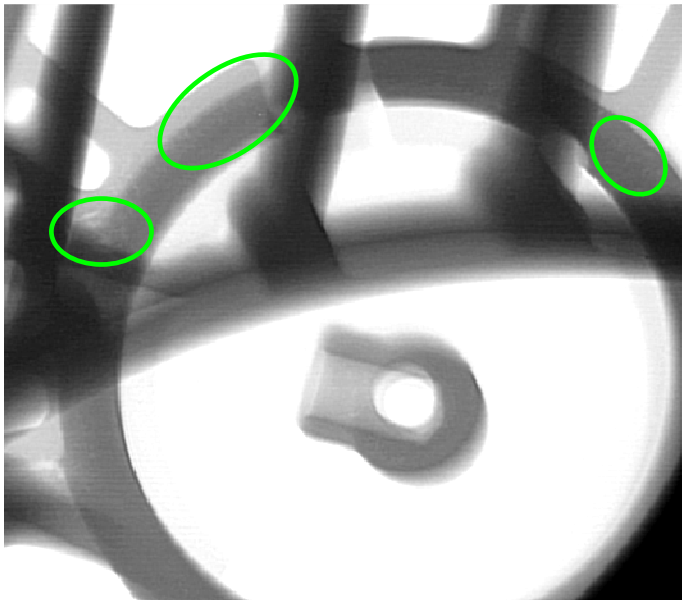
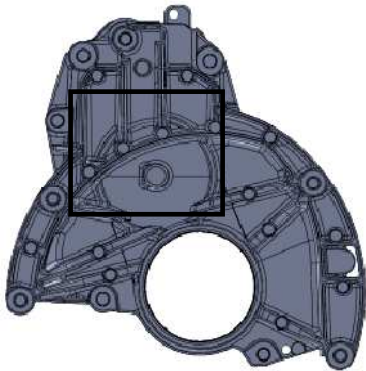
	Simulação 1ª Injecção	Simulação 10ª Injecção
a)		
b)		

Tabela 21 - Identificação da porosidade da secção 5 pelo a) ProCast e b) Raios-x

	Simulação da 1ª Injecção	Simulação 10ª Injecção
a)		
b)		

A tabela 21 apresenta os resultados de raios-X de uma das secções mais maciças da peça. Pode-se observar que, apesar das simulações preverem diversos locais e dimensões para os poros, estes estão espalhados pelo anel sob a forma de microporosidade. Pode-se também observar que o maior poro de ambas as simulações da tabela 21, apresenta-se no ensaio de raio-X com dimensões mais reduzidas, pois a geometria da peça foi alterada para aliviar a porosidade nesta secção.

Na tabela 22.b, pode-se observar o ensaio raios-X da mesma secção numa posição mais inferior, onde é possível visualizar três poros que não são visíveis no ensaio anterior. De maneira semelhante, a previsão da quantidade e tamanho dos poros, é superior ao observado no raios-X da tabela 22.b.

Apesar da concordância entre a simulação e os ensaios de raios-X se dar na mesma secção, o tamanho da porosidade não é semelhante. Este aspecto pode ser observado nos poros de maiores dimensões, que se apresentam nos raios-X da peça com tamanhos mais reduzidos. Assim, não existe correspondência das dimensões dos poros entre as simulações e os raios-X. No entanto, a localização da porosidade que é identificada nas imagens de radioscopia, é semelhante ao observado nos resultados das simulações.

Em todos os ensaios de raios-X, não são detectados poros por aprisionamento de ar. A porosidade observada resulta da contracção metálica.

Tabela 22 - Identificação da porosidade da secção 6 pelo a) ProCast e b) Raio-x

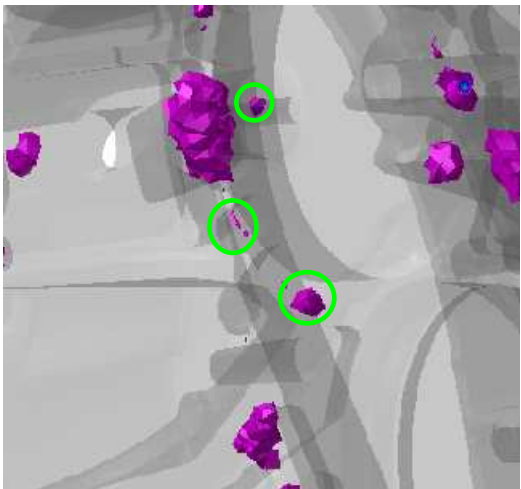
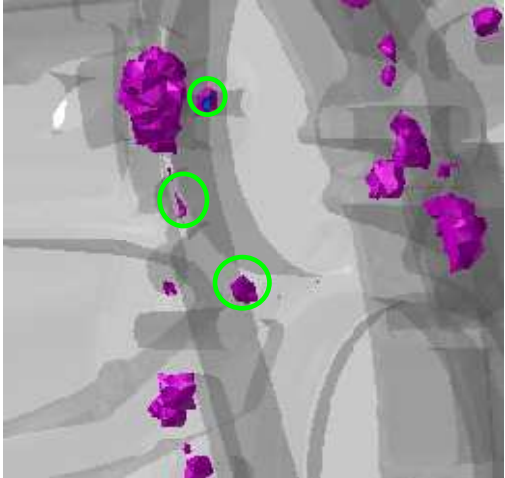
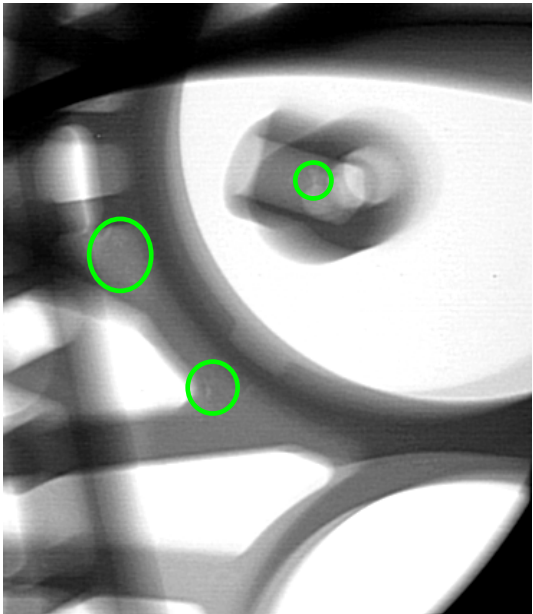
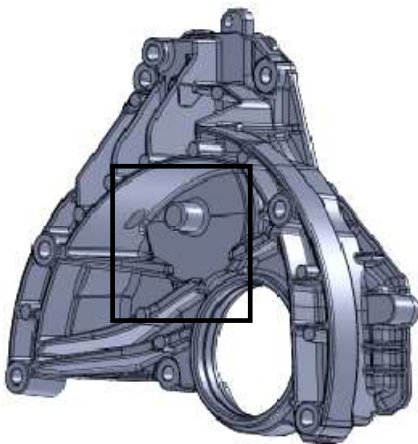


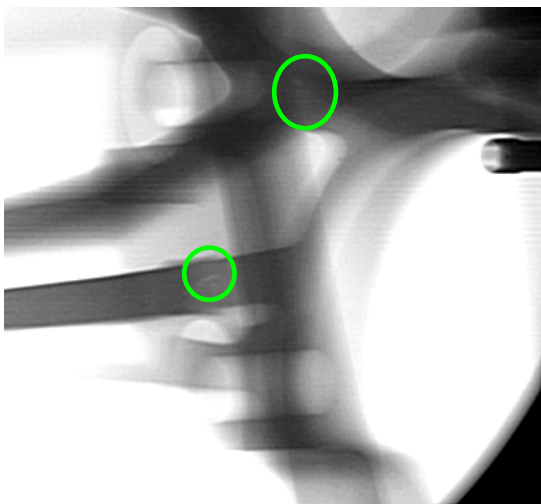
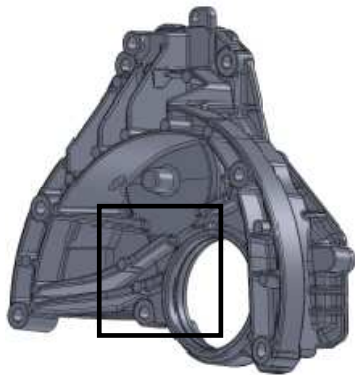
	Simulação da 1ª Injecção	Simulação da 10ª Injecção
a)		
b)		

Tabela 23 - Identificação da porosidade da secção 7 pelo a) ProCast e b) Raios-x

	Simulação 1ª Injecção	Simulação 10ª Injecção
a)		
b)		

A figura 30 apresenta a localização da porosidade prevista pelas simulações, assim como a correspondência entre os resultados das mesmas e os ensaios de raios-X. É possível observar, que as quantidades de poros previstos entre as simulações originaram resultados semelhantes. A simulação que iniciou com gradientes térmicos no molde, apenas adicionou poros de reduzidas dimensões à simulação com o molde à temperatura constante. No entanto, nenhum destes poros é identificado nos resultados experimentais.

Pode-se observar pela figura 30, que a zona mais problemática é a secção do anel principal, marcada na figura entre as circunferências a vermelho. Estas secções são também as zonas mais afastadas do sentido de alimentação da cavidade moldante, ou seja, apesar de a previsão indicar diversos locais prováveis de ocorrência de porosidade, a correspondência entre as simulações e os raios-X encontra-se nas zonas mais maciças e afastadas da entrada do metal na cavidade moldante. Logo, a influência da etapa de compactação destas zonas da peça, torna-se mais complexa à medida que se afasta dos ataques.

Há alguma correspondência entre os ensaios de radioscopia e os resultados das simulações, principalmente para a secção superior e inferior da figura 30, em que a quantidade de poros previstos não é muito distinta da quantidade de poros identificados nos ensaios de raios-X. É de referir que a previsão máxima de contracção metálica atinge 91% e 92% do tamanho de malha utilizado, cerca de 2 mm, para as simulações com temperatura do molde constante e não constante respectivamente. Acrescenta-se que não há poros na peça a partir de 81% e 82%. Só é prevista porosidade superior a estes valores na secção dos masselotes.

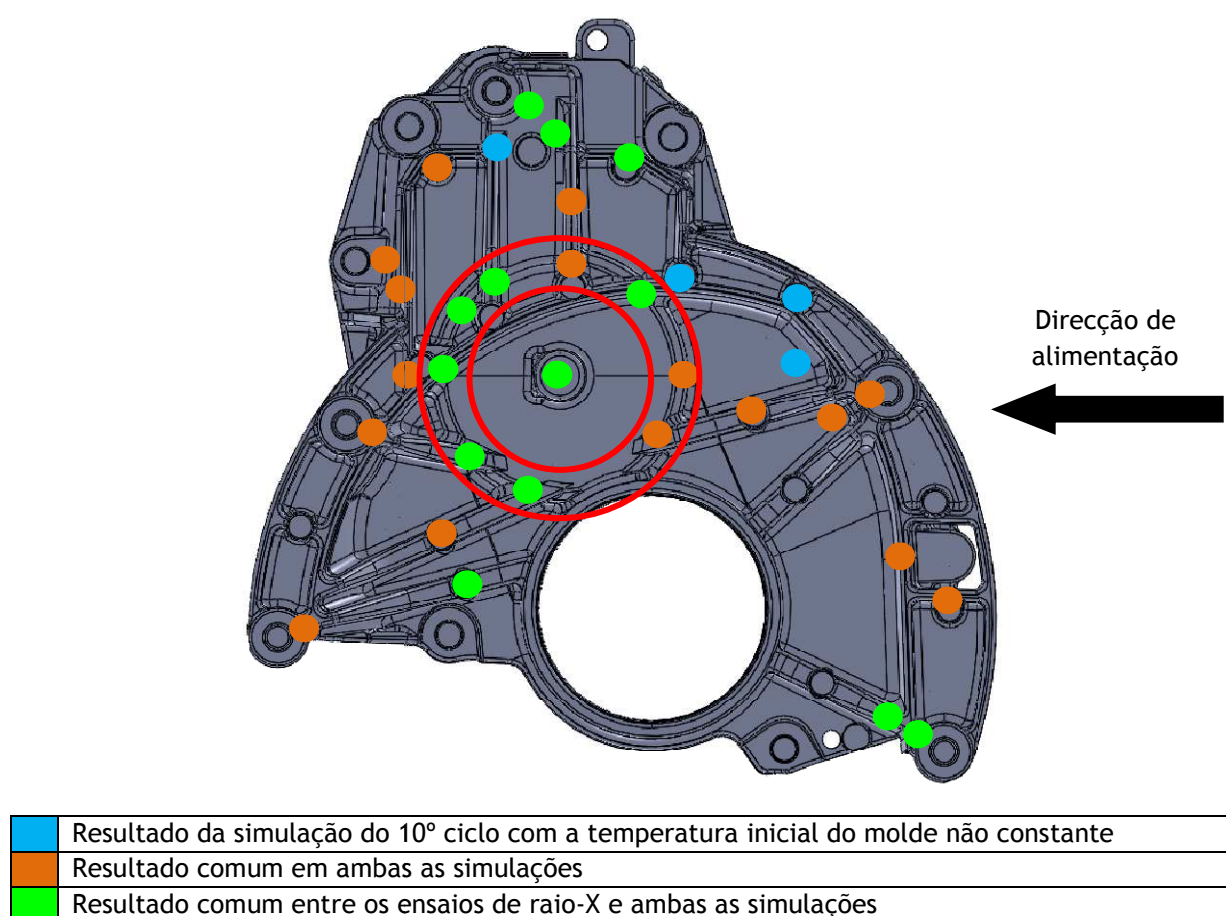


Figura 30 - Localização da porosidade identificada nos raios-X juntamente com os resultados da simulação no M_A

A outra zona mais maciça encontra-se na zona identificada na secção 2, onde se pode observar um poro de dimensões consideráveis que não consta dos ensaios de raios-X. Na figura 31, pode-se visualizar de uma forma geral a previsão da porosidade na peça, com pormenor para o poro que não é identificado nos resultados experimentais. No entanto, esta zona encontra-se muito próxima da secção do ataque central, sendo um local que pode ter sido totalmente compensado pela pressão na etapa de compactação, e sendo assim não é visível nos ensaios de raios-X.

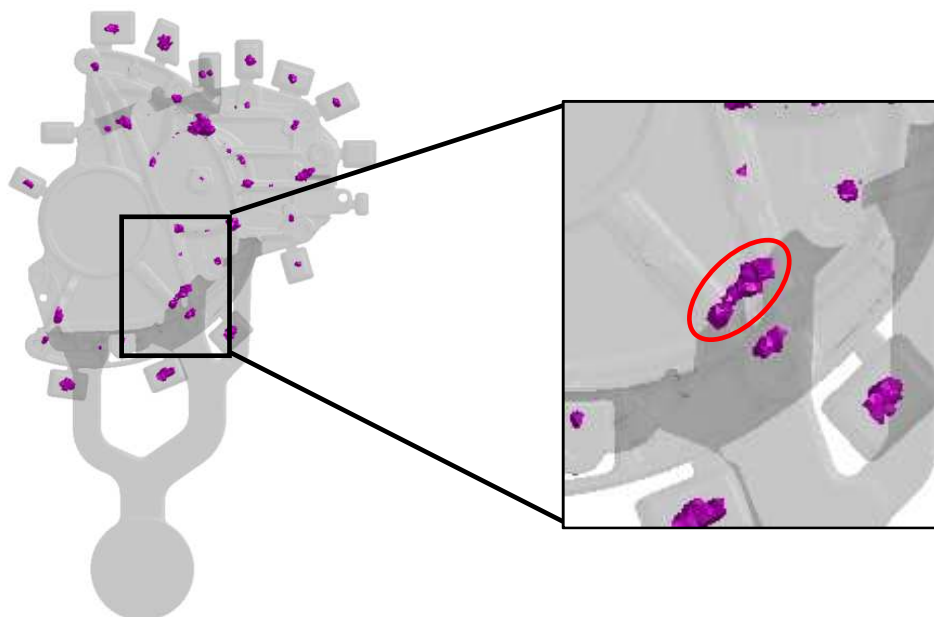


Figura 31 - Vista geral da previsão da porosidade com pormenor para uma das secções mais maciças não identificada nos ensaios de raios-x

De seguida é discutido o tempo de solidificação e a sua influência na previsão da porosidade. O processo de solidificação, entre as simulações com o mesmo modelo, apresenta consequências distintas na previsão da porosidade. A figura 32 apresenta as temperaturas superficiais do molde no início da terceira fase do processo para cada condição de simulação.

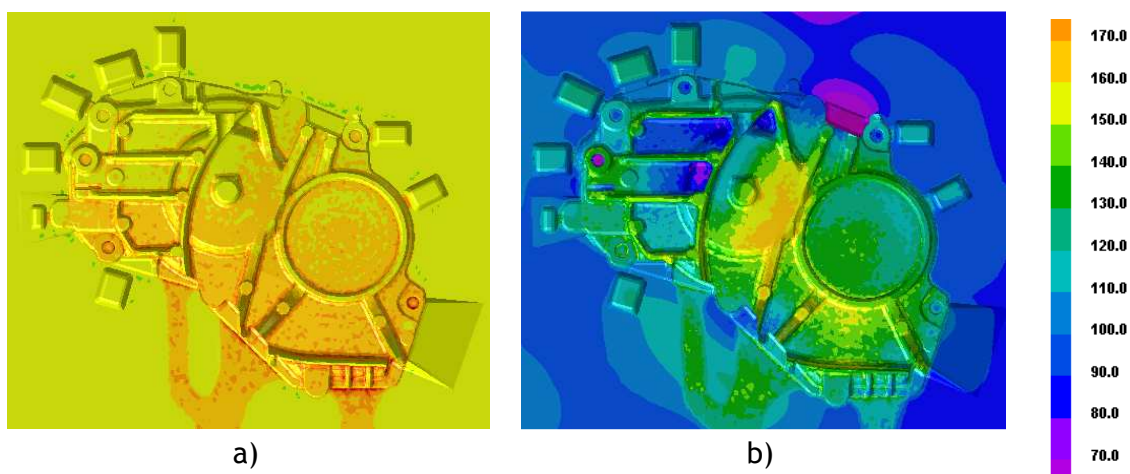
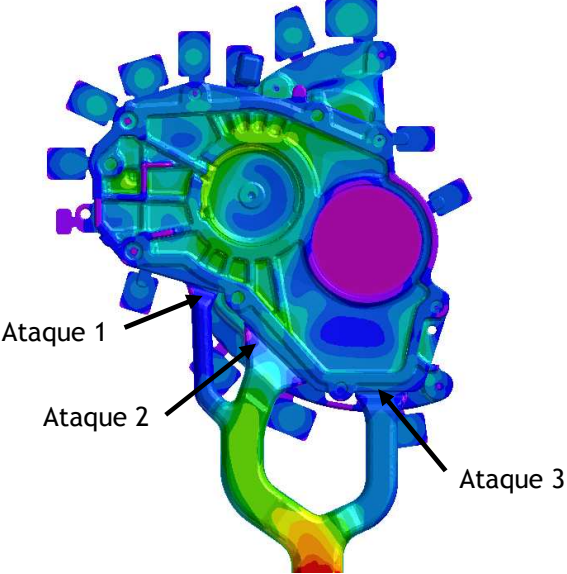
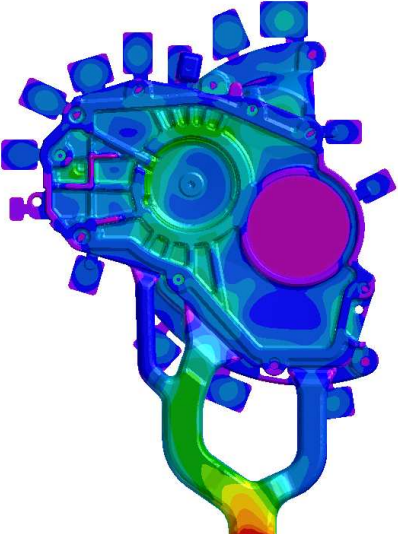


Figura 32 - Temperatura (C°) do molde no início da etapa de compactação para a simulação do M_A no a) 1º ciclo e b) 10º ciclo

A temperatura inicial do molde influencia o processo de solidificação na região dos ataques, tal como se pode observar pelo gradiente de temperaturas da figura 32 com o tempo de solidificação da tabela 24. A solidificação mais rápida impede a etapa de compactação na cavidade moldante. Segundo a simulação, o tempo de solidificação da

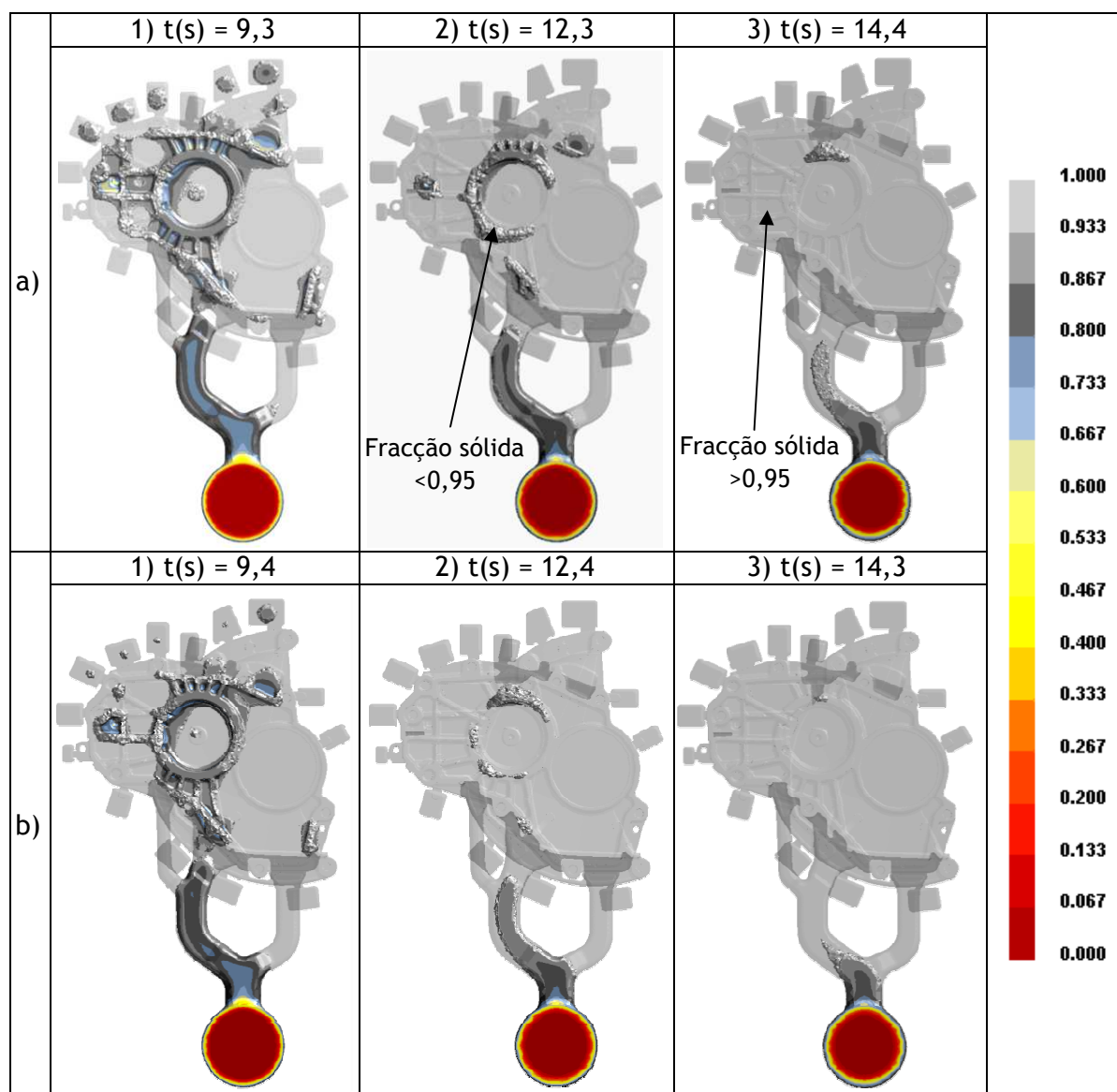
secção dos ataques no ciclo de injeção com gradientes térmicos no molde, é inferior ao tempo de solidificação com a temperatura do molde constante. Apesar de a diferença dos tempos de solidificação não ser elevada, é suficiente para originar novos poros ou aumentar a dimensão dos mesmos, tal como demonstrado anteriormente na visualização dos resultados das simulações.

Tabela 24 - Tempo de solidificação (s) no M_A com pormenor para a secção dos ataques na
a) 1ª injeção e b) 10ª injeção

a)				<div style="display: flex; flex-direction: column; align-items: center;"> <div style="width: 20px; height: 20px; background-color: red; margin-bottom: 2px;"></div>20.00 <div style="width: 20px; height: 20px; background-color: orange; margin-bottom: 2px;"></div>18.67 <div style="width: 20px; height: 20px; background-color: yellow; margin-bottom: 2px;"></div>17.33 <div style="width: 20px; height: 20px; background-color: lightgreen; margin-bottom: 2px;"></div>16.00 <div style="width: 20px; height: 20px; background-color: green; margin-bottom: 2px;"></div>14.67 <div style="width: 20px; height: 20px; background-color: teal; margin-bottom: 2px;"></div>13.33 <div style="width: 20px; height: 20px; background-color: blue; margin-bottom: 2px;"></div>12.00 <div style="width: 20px; height: 20px; background-color: cyan; margin-bottom: 2px;"></div>10.67 <div style="width: 20px; height: 20px; background-color: lightblue; margin-bottom: 2px;"></div>9.33 <div style="width: 20px; height: 20px; background-color: blue; margin-bottom: 2px;"></div>8.00 <div style="width: 20px; height: 20px; background-color: darkblue; margin-bottom: 2px;"></div>6.67 <div style="width: 20px; height: 20px; background-color: purple; margin-bottom: 2px;"></div>5.33 <div style="width: 20px; height: 20px; background-color: magenta; margin-bottom: 2px;"></div>4.00 <div style="width: 20px; height: 20px; background-color: pink; margin-bottom: 2px;"></div>2.67 <div style="width: 20px; height: 20px; background-color: red; margin-bottom: 2px;"></div>1.33 <div style="width: 20px; height: 20px; background-color: black; margin-bottom: 2px;"></div>0.00 </div>
	Tempo de solidificação (s)	Ataque 1	4,8	
		Ataque 2	7,6	
		Ataque 3	6,4	
b)				<div style="display: flex; flex-direction: column; align-items: center;"> <div style="width: 20px; height: 20px; background-color: red; margin-bottom: 2px;"></div>20.00 <div style="width: 20px; height: 20px; background-color: orange; margin-bottom: 2px;"></div>18.67 <div style="width: 20px; height: 20px; background-color: yellow; margin-bottom: 2px;"></div>17.33 <div style="width: 20px; height: 20px; background-color: lightgreen; margin-bottom: 2px;"></div>16.00 <div style="width: 20px; height: 20px; background-color: green; margin-bottom: 2px;"></div>14.67 <div style="width: 20px; height: 20px; background-color: teal; margin-bottom: 2px;"></div>13.33 <div style="width: 20px; height: 20px; background-color: blue; margin-bottom: 2px;"></div>12.00 <div style="width: 20px; height: 20px; background-color: cyan; margin-bottom: 2px;"></div>10.67 <div style="width: 20px; height: 20px; background-color: lightblue; margin-bottom: 2px;"></div>9.33 <div style="width: 20px; height: 20px; background-color: blue; margin-bottom: 2px;"></div>8.00 <div style="width: 20px; height: 20px; background-color: darkblue; margin-bottom: 2px;"></div>6.67 <div style="width: 20px; height: 20px; background-color: purple; margin-bottom: 2px;"></div>5.33 <div style="width: 20px; height: 20px; background-color: magenta; margin-bottom: 2px;"></div>4.00 <div style="width: 20px; height: 20px; background-color: pink; margin-bottom: 2px;"></div>2.67 <div style="width: 20px; height: 20px; background-color: red; margin-bottom: 2px;"></div>1.33 <div style="width: 20px; height: 20px; background-color: black; margin-bottom: 2px;"></div>0.00 </div>
	Tempo de solidificação (s)	Ataque 1	4,3	
		Ataque 2	6,7	
		Ataque 3	5,5	

Apesar do tempo de abertura do molde ser definido pela empresa aos 20 segundos, a alimentação activa não se verifica sempre durante o tempo até à abertura do molde. A alimentação activa, ou “*active feeding*”, deixa de estar activo, muito antes do instante de abertura do molde, sendo que o tempo de solidificação dos ataques é aproximadamente 1/3 do instante de abertura do molde, o que significa que a etapa de compactação apenas permanece realmente activa na cavidade moldante durante alguns segundos. Este aspecto pode ser observado na tabela 25, que apresenta a evolução da fracção sólida em ambas as condições de simulação. A tabela 25 mostra os resultados cujas secções têm fracções sólidas inferiores a 0,95. Este valor é definido como a fracção sólida crítica para finalizar a alimentação activa.

Tabela 25 - Evolução da fracção sólida para o M_A para a) 1ª injeção b) 10ª injeção



Pode-se observar que, antes do instante 9,3s e 9,4s, referente à tabela 25.a.1 e 25.b.1, para a simulação com a temperatura do molde constante e não constante respectivamente, deixa de haver ligação entre a cavidade moldante e o sistema de gitagem. A partir do instante em que não há ligação entre o sistema de gitagem e a cavidade moldante, a contracção metálica na peça não é compensada pela alimentação activa, e sendo assim as previsões de porosidade dependem desta transição e, logo, do tempo de solidificação. É de referir que apesar da cavidade moldante solidificar antes da abertura do molde, o mesmo não acontece com o sistema de gitagem, pois a face por onde o banho metálico entra na cavidade do molde não tem uma condição de fronteira e, sendo assim, as perdas de temperatura no sistema de gitagem são reduzidas, principalmente na secção da bolacha. Como se pode observar pela tabela 25.a.3 e 25.b.3, a bolacha ainda se encontra a fracções sólidas inferiores à crítica, pois a entrada do banho metálico durante a simulação, permanece com um comportamento adiabático. Mesmo no instante de abertura do molde a bolacha permanece com fracções sólidas muito reduzidas. Atendendo que a alimentação activa do ProCast apenas permanece activa para fracções sólidas inferiores a 0,95 e que tem origem na face da bolacha direccionada para a inserção fixa, uma transferência de calor nesta face interrompia a etapa de compactação, ou alimentação activa, antes da solidificação dos ataques, dando origem a previsões de porosidade fora da normalidade.

De seguida é discutido a solidificação do M_B , comparando os resultados da previsão da porosidade entre os diferentes modelos simulados, recorrendo às figuras 33 e 34, que apresentam as vistas gerais da localização da porosidade para o M_A e M_B respectivamente.

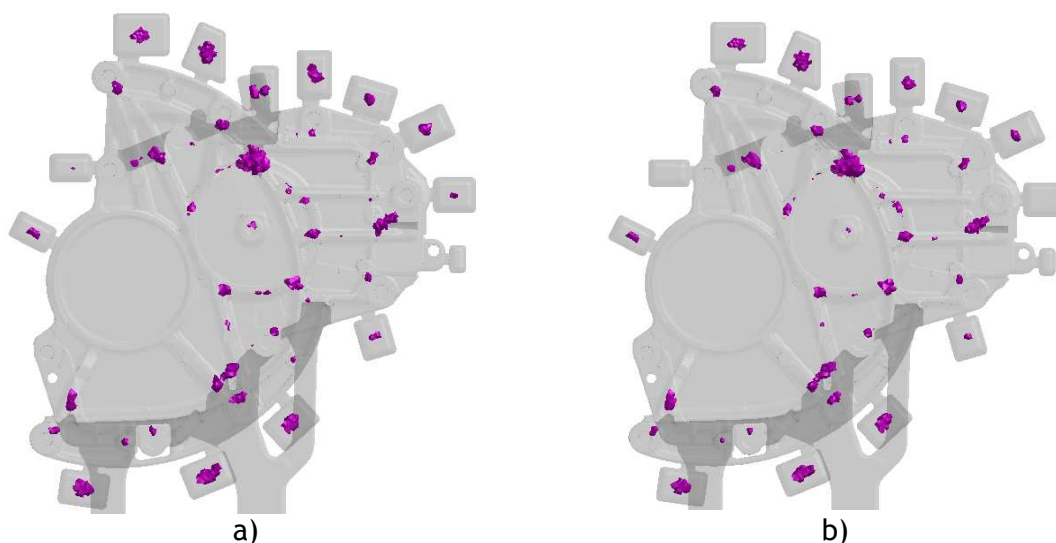


Figura 33 - Previsão da porosidade para o M_A em que:

- a) Temperatura do molde **não uniforme** (10ª injeção) e b) Temperatura do molde **constante** (1ª injeção)

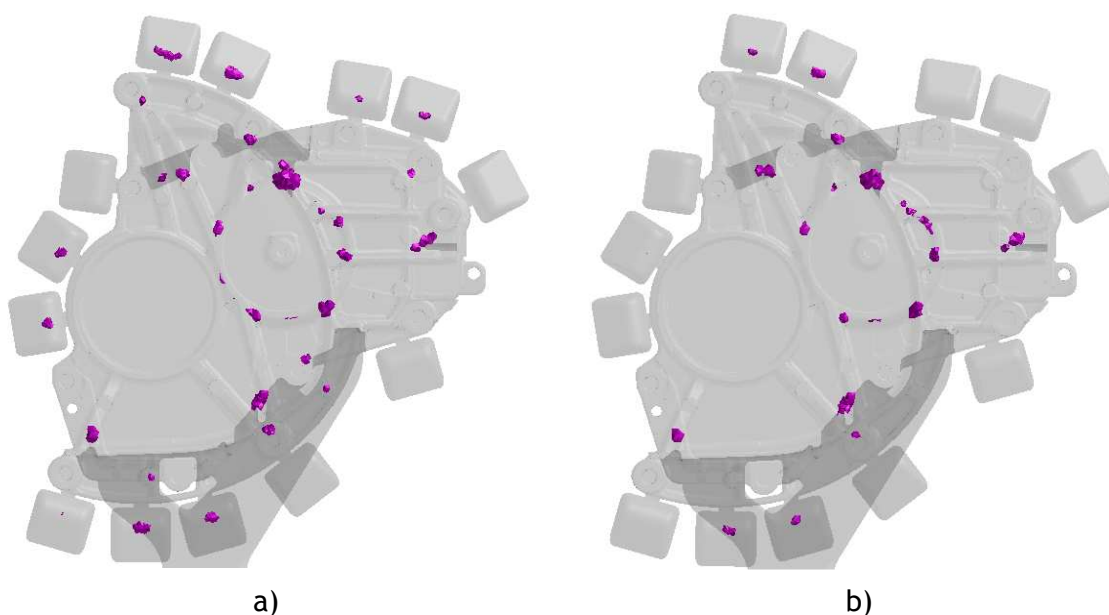


Figura 34 - Previsão da porosidade para o sistema do M_B em que:

a) Temperatura do molde **não uniforme** (10ª injeção) e b) Temperatura do molde **constante** (1ª injeção)

As figuras 34.a e 34.b apresentam a previsão de porosidade no M_A sob diferentes condições iniciais de simulação. Comparando os resultados da figura 34 com os obtidos no M_A , observa-se que a porosidade se apresenta em menores quantidades e as dimensões dos poros também é mais reduzida.

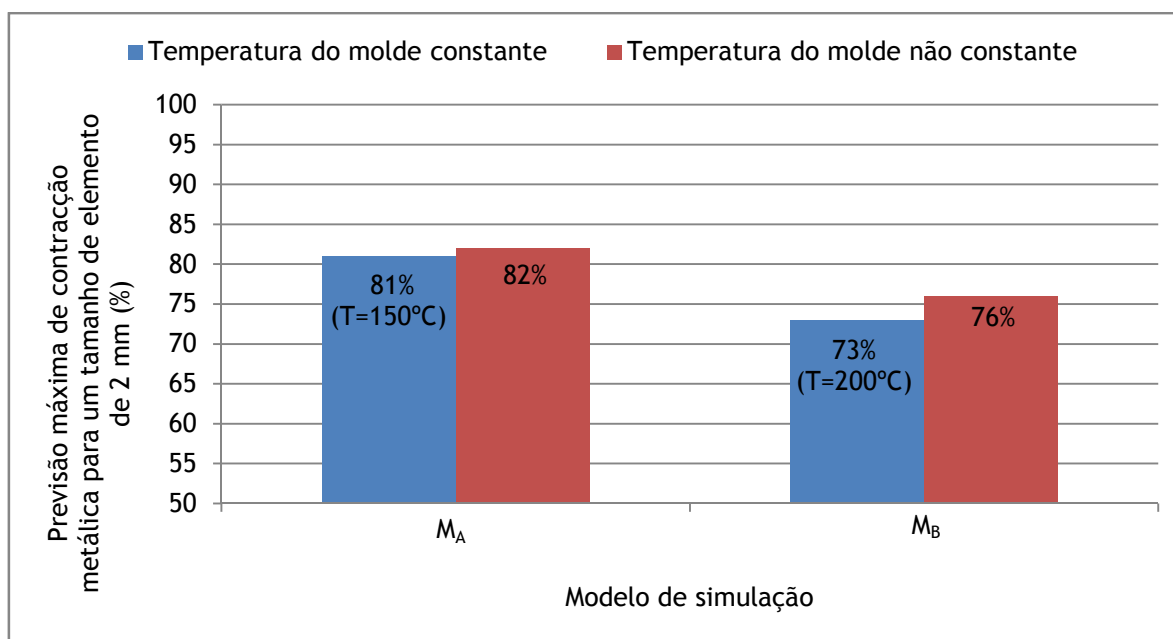
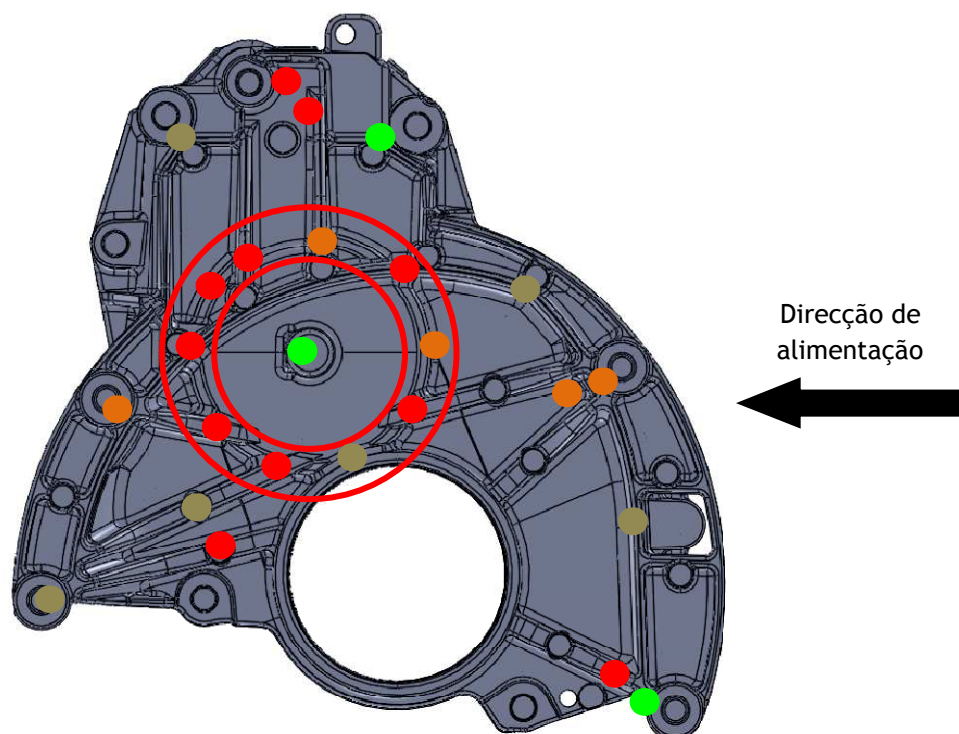


Figura 35 - Previsão máxima de contracção metálica para ambos os modelos de simulação sob diferentes condições iniciais na temperatura do molde

No entanto, a secção mais maciça da peça (anel principal), continua a ser uma zona onde a porosidade é muito semelhante aos resultados obtidos no M_A . É de referir que a previsão máxima de contracção metálica para este sistema atinge os 73% e 76%. Estes valores são inferiores aos obtidos para o M_A em ambas as condições de simulação, ou seja, é de prever porosidades com dimensões mais reduzidas no M_B , como se pode observar pela figura 35. A figura 36 relaciona os resultados entre os sistemas simulados, onde se nota uma concordância entre as figura 33 e 34, e também apresenta a validação do M_A . Tal como se pode observar segundo a simulação, a previsão da porosidade para o M_B elimina a localização dos poros marcados a verde. Observando as figuras 34.a e 34.b, pode-se concluir que o efeito da temperatura inicial do ciclo de injeção teve um impacto mais acentuado na previsão da porosidade por contracção. Isto deve-se à simulação da porosidade com a temperatura do molde constante a 200°C, que aumenta o tempo de solidificação na secção dos ataques, permitindo aumentar o tempo da alimentação activa, para controlar a compensação da contracção metálica com o abaixamento da temperatura. A figura 37 apresenta a variação de temperaturas no início da terceira fase de injeção para o M_B .



	Resultado da simulação referente à temperatura inicial do molde não constante
	Resultado comum entre as simulações mas que não corresponde a poros reais
	Concordância entre a previsão de porosidade para os dois modelos e os ensaios de radioscopia
	Previsão de poros que não existe no M_B mas existe nos raios-X do M_A

Figura 36 - Correspondência entre as simulações e a porosidade pelos ensaios de raios-x

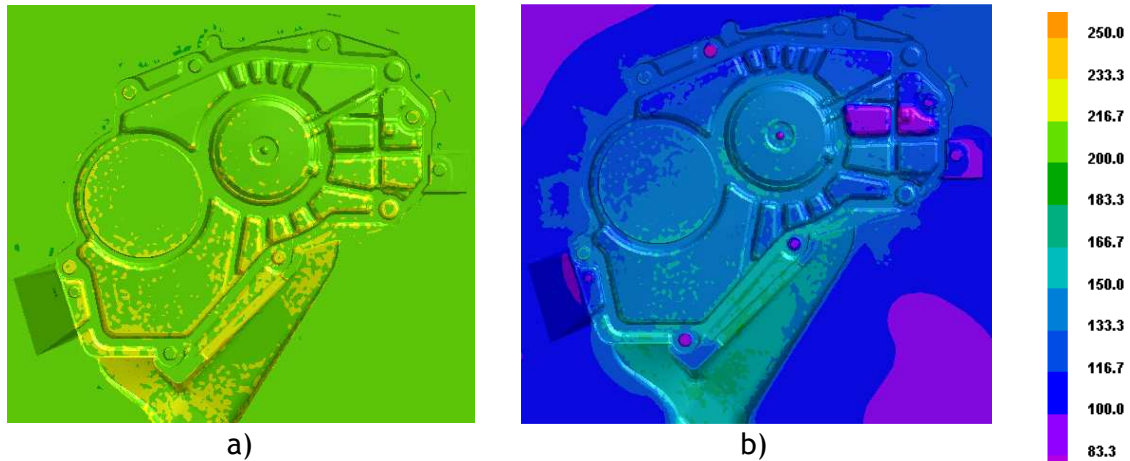
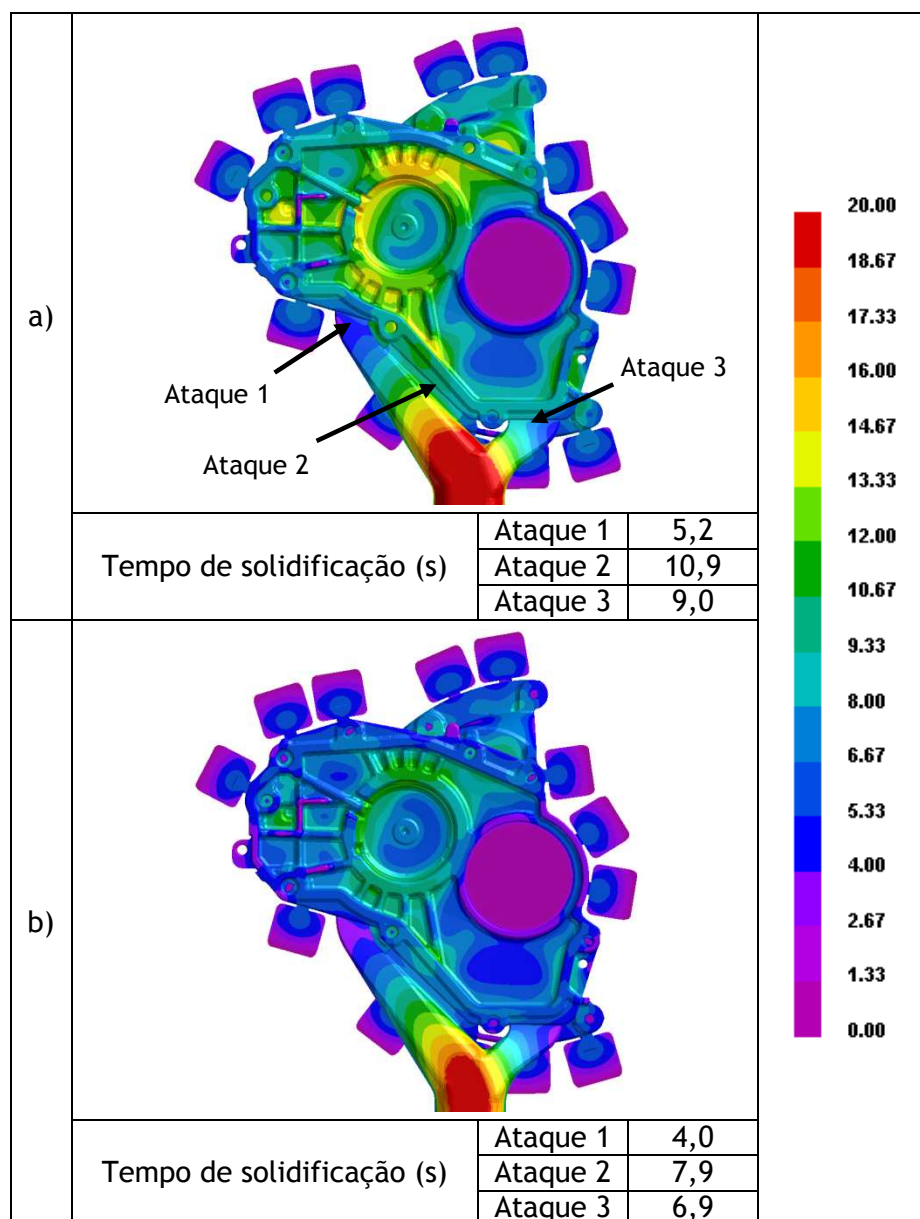


Figura 37 - Temperatura (C°) do molde no início da etapa de compactação para a simulação do M_B no a) 1º ciclo e b) 10º ciclo

Tal como na simulação do M_A , as diversas fases do ciclo de injeção reduzem a temperatura inicial na etapa de compactação, como se pode ver comparando as figuras 37.a e 37.b. Esta variação de temperatura influencia o tempo de solidificação do fundido de forma semelhante ao M_A . No entanto, devido à diferença mais acentuada de temperaturas entre os modelos simulados, de 150 para 200°C nas simulações com a temperatura do molde constante, a variação nos tempos de solidificação também é mais elevada. Como se pode observar na tabela 26, a cavidade moldante apresenta variações mais acentuadas de tempo de solidificação que no M_A . A tabela 26.a, apresenta tempos de solidificação máximos entre 13 a 17 segundos, enquanto que os da tabela 26.b são bastante mais reduzidos. As últimas secções a solidificarem podem demorar entre 9 e 12 segundos. Esta variação de tempos pode explicar a variação de distribuição e quantidade de poros apresentados nas figuras 34.a e 34.b, pois, segundo a simulação, para tempos mais prolongados de solidificação, maior a compensação da contracção do metal durante a terceira etapa. Pela tabela 26, observa-se que o sistema de gítagem atinge tempos de solidificação superiores a 20 segundos, e como referido anteriormente, o tempo máximo de solidificação do fundido não pode ultrapassar este tempo. No entanto, tal como acontece no M_A , e observando a tabela 24, na secção inferior do sistema de gítagem o tempo de solidificação também é superior ao limite máximo. Tal como referido anteriormente, a face de entrada do metal na simulação tem um comportamento adiabático e, sendo assim, os resultados perto da bolacha não são conclusivos. Apesar do fundido do M_A não apresentar problemas na extracção da peça, nomeadamente na fracção sólida, o mesmo não se pode concluir para o M_B , pois este tem secções mais maciças e a temperatura do molde é superior.

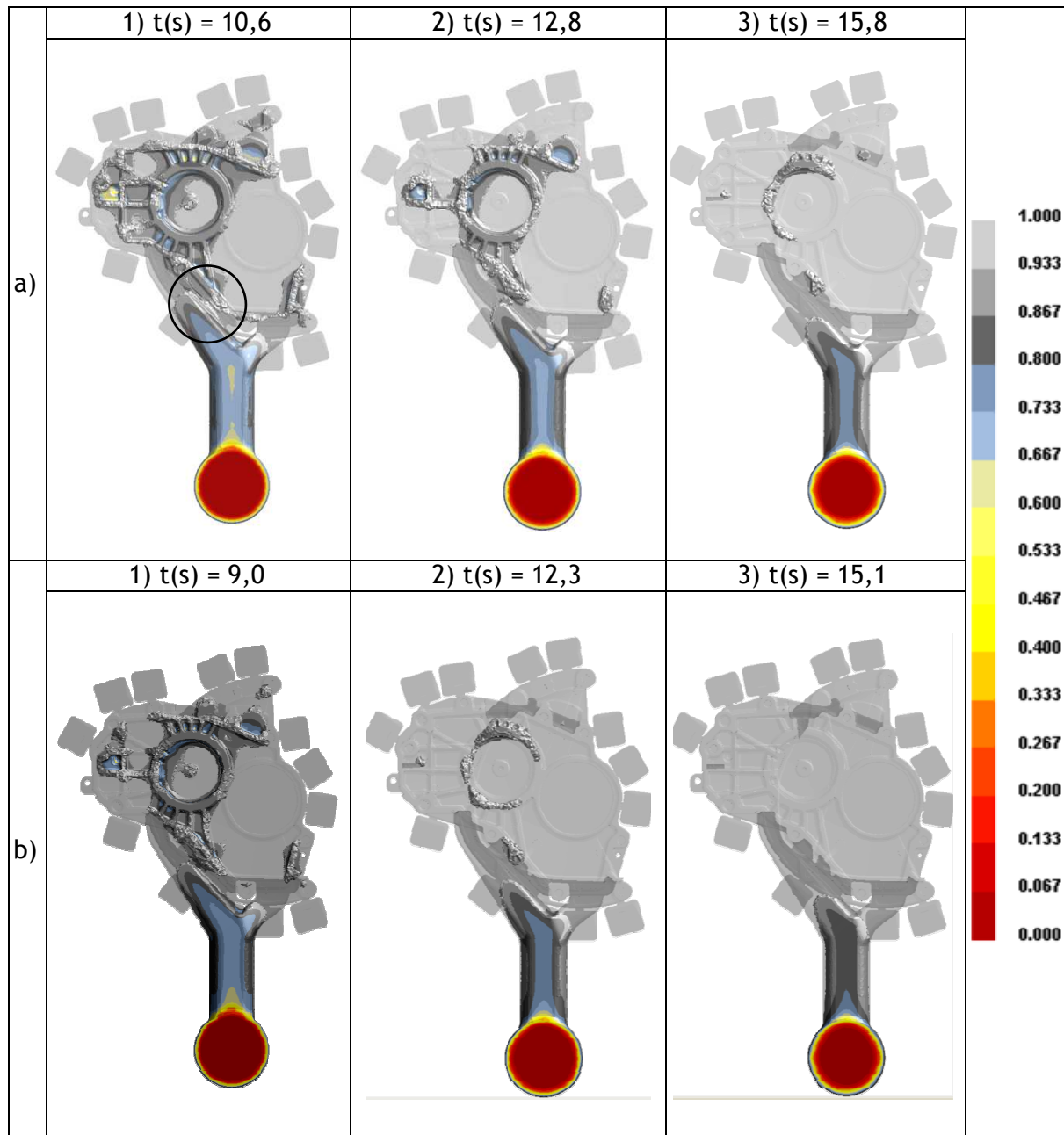
Tabela 26 - Tempo de solidificação (s) para o M_B com pormenor para a secção dos ataques na a) 1ª injeção e b) 10ª injeção



Como se pode observar pela tabela 27, o tempo activo da compensação da contracção metálica entre as duas simulações é bastante diferente. Na simulação do modelo com as temperaturas do molde constantes, observado na tabela 27.a.1, a ligação do sistema de gitagem com a cavidade moldante é realizada numa pequena secção do ataque central, que ainda se encontra em condições de compensar a contracção da peça pois a fracção sólida ainda é inferior a 0,95. No entanto, na simulação com a temperatura do molde não constante, pela tabela 27.b.1, já não existe ligação entre o sistema de gitagem e a cavidade moldante, finalizando desta forma a terceira fase de injeção pois os ataques encontram-se completamente solidificados. A figura 38 apresenta em pormenor a

secção do ataque central para ambas as condições de simulação no M_B , onde se pode observar o discutido anteriormente para as figuras da tabela 27.a.1 e tabela 27.b.1.

Tabela 27 - Evolução da fracção sólida do M_B para a) 1ª injeccção b) 10ª injeccção



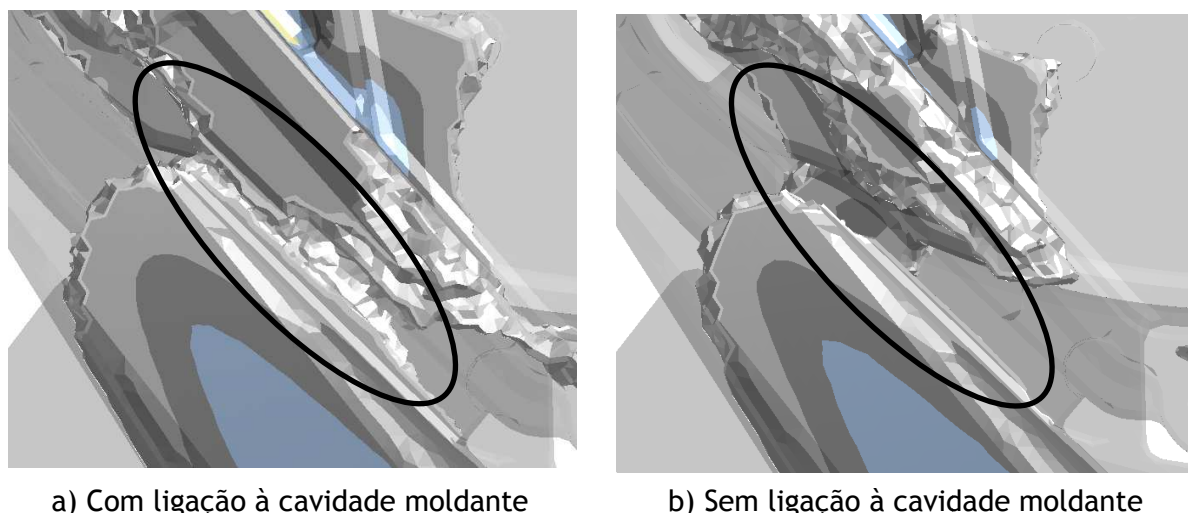


Figura 38 - Pormenor do ataque central para o M_B na; a) 1ª injeção no instante 10,6s; b) 1ª injeção no instante 9,0s de tempo de solidificação, referente às imagens da tabela 27.a.1 e 27.b.1 respectivamente

A variação dos tempos de solidificação é mais perceptível comparando as figuras da tabela 27.a.3 e 27.b.3, em que nesta última a cavidade solidificou completamente, enquanto que na primeira ainda existem zonas inferiores à fracção sólida crítica, o que significa que o tempo de solidificação é tanto maior quanto maior for a temperatura do molde. O tempo de compensação da contracção metálica depende do tempo de solidificação da secção dos ataques.

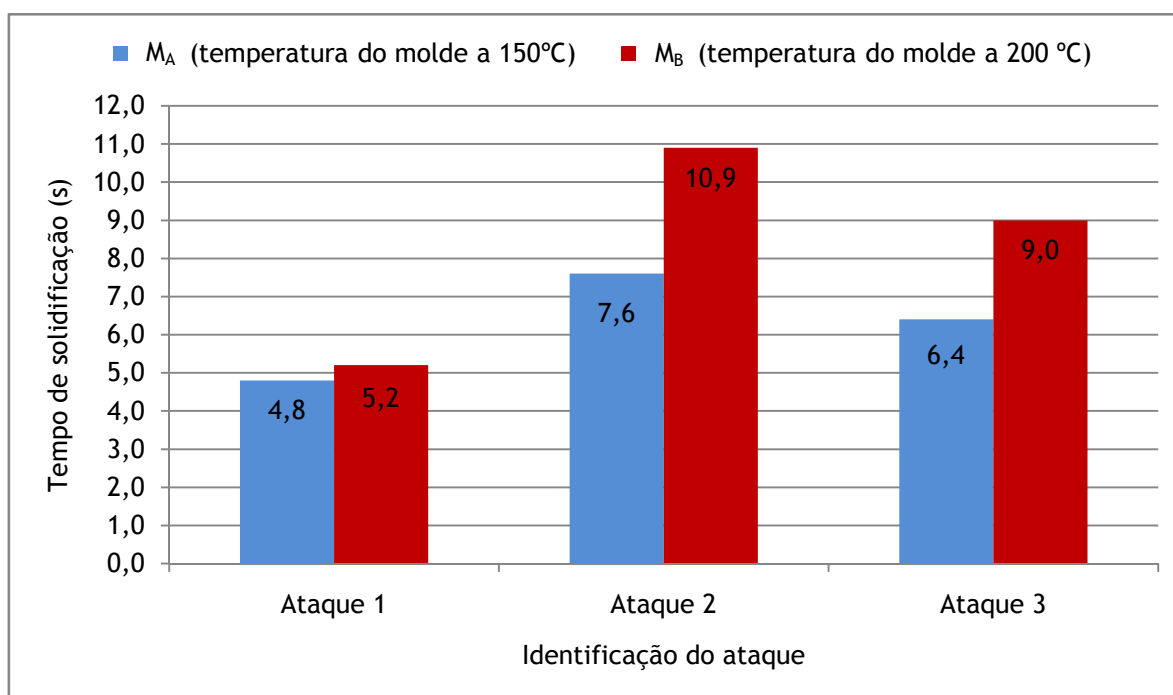


Figura 39 - Tempo de solidificação nos ataques com a temperatura do molde constante

A figura 39 apresenta a variação de tempos de solidificação para a secção dos ataques com o molde à temperatura constante. Estes valores foram obtidos de acordo com o tempo necessário para quebrar a ligação entre o sistema de gítagem e a cavidade moldante. Esta variação é maior para os ataques 2 e 3 no M_B devido à utilização de temperaturas superiores no molde. No entanto, os tempos de solidificação simulados no ataque 1, são semelhantes devido à temperatura do molde ser superior, e ao facto de a área de secção do ataque 1 no M_B ser menor que o M_A . Apesar de a variação nos tempos de solidificação ser bastante pequena no ataque 1, esta pode justificar a eliminação da previsão de um dos poros, marcado a verde na secção superior da figura 36.

A variação observada na figura 39 não é idêntica às simulações com a temperatura do molde não constante (figura 40). De acordo com a simulação, a variação dos tempos de solidificação é menor. No entanto, o tempo de solidificação para os ataques 2 e 3 do M_B na figura 40, continua a ser superior ao M_A , devido à utilização de áreas de secção mais elevadas perto dos ataques. Tal como na figura anterior, o tempo de solidificação do ataque 1 é muito semelhante entre os modelos simulados nas mesmas condições, havendo uma pequena variação negativa, do M_A para o M_B , de 0,2s, pois a área de secção do ataque no M_B , imediatamente antes do mesmo, é inferior ao M_A . Assim, em condições semelhantes na temperatura do molde, o tempo de solidificação é menor no M_B para o ataque 1.

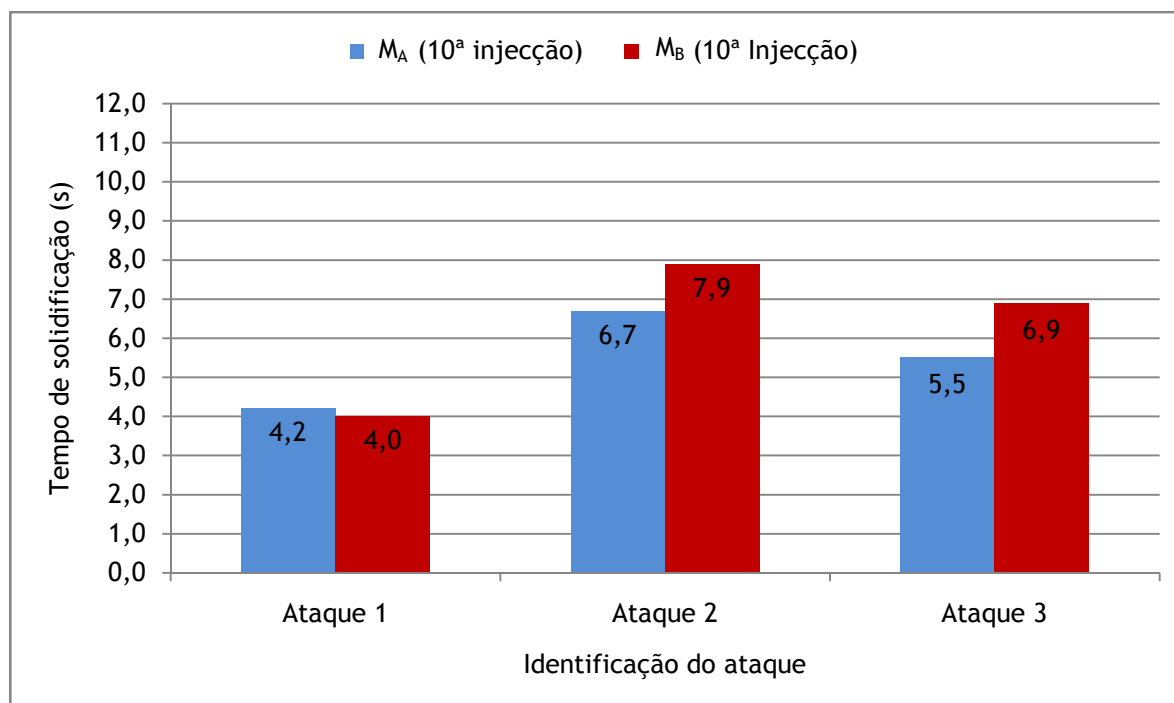


Figura 40 - Tempo de solidificação nos ataques com a temperatura do molde não constante

7. Conclusões

Atendendo à discussão anterior, são de seguida referidas as conclusões relativamente aos sistemas de gitagem simulados, às velocidades de injeção, tempos de enchimento, aprisionamento de ar, previsão de porosidade e tempo de solidificação:

1. No M_A , a tendência para o aprisionamento de ar na primeira etapa de enchimento é maior, pois o sistema de gitagem é mais complexo do que o M_B .

2. No M_B , o comportamento do banho metálico na cavidade moldante pode ter maior tendência para aprisionamentos de ar, devido à convergência das frentes metálicas para a zona central da peça, quando comparado com o M_A .

3. O M_B , apresenta uma gama de velocidades nos ataques com menores flutuações e perto do objectivo a cumprir, cerca de 25 m/s.

4. O M_A é o sistema mais apropriado para obter fluxos de enchimento contínuos de baixo para cima.

5. Apesar de não ser possível confirmar o gradiente térmico da superfície do molde com resultados experimentais, pode-se concluir que a temperatura inicial do molde influencia o tempo de solidificação do fundido, conforme discutido para ambos os modelos, nas páginas 42 e 47, para o M_A e M_B respectivamente.

6. O tempo de solidificação é mais elevado para temperaturas mais elevadas no molde, aumentando o tempo real activo da fase de compactação, que por sua vez afecta o tempo de compensação da contracção metálica da peça, originando um fundido com menos poros.

7. A quantidade de poros do M_B é menor que no M_A devido à temperatura do molde no M_B ser de 200°C, quando comparado com os 150°C no M_A .

8. Para ser possível prever a porosidade, é necessário referir que existem diversos parâmetros que condicionam os resultados da simulação, tais como: a taxa de arrefecimento média utilizada, para calcular as propriedades térmicas e físicas do material, o coeficiente de transferência de calor nas diferentes interfaces do molde simulado, assim como os coeficientes para descrever o ciclo de injeção, a fracção sólida crítica que determina a interrupção da alimentação activa e a utilização de coeficientes idênticos entre a fase de enchimento e compactação.

9. Apesar de o ProCast prever diversas localizações e dimensões para os poros, todos os que foram identificados pelos ensaios de raios-X também se encontram nos resultados das simulações.

10. Para obter uma localização mais precisa da porosidade é necessário simular os ciclos de injeção, pois, no último ciclo, o gradiente térmico da superfície do molde é distinto do da primeira injeção.

11. Atendendo à quantidade de poros previstos pelo ProCast, pode-se admitir que a aplicação ainda não está calibrada para os parâmetros de processo da empresa face aos resultados dos ensaios de radioscopia.

8. Propostas para trabalhos futuros

Com o objectivo de obter resultados mais precisos, são sugeridos alguns trabalhos. Na etapa da pré-preparação das simulações, seria necessário obter a evolução de fracção sólida variando a taxa de arrefecimento médio, pois esta varia na fase final do processo de solidificação, ou para fracções sólidas perto de 1, e sendo assim os resultados não são idênticos aos obtidos neste trabalho. Também seria necessário validar os diferentes módulos de solidificação disponibilizados pelo ProCast, nomeadamente o módulo “Scheil”, e confirmar os resultados da porosidade com os realmente obtidos.

O sistema de gitagem do M_B pode ser alterado de maneira a permitir uma continuidade nos gradientes de tempos de enchimento. Alterando a geometria do ataque 3, o banho metálico poderia ter um fluxo mais perpendicular à face de ataque à peça. Se o fluxo fosse perpendicular, era possível obter gradientes de tempo de enchimento mais contínuos, tal como acontece no M_A .

Como não foi possível validar os gradientes térmicos do molde na obtenção de resultados, nem a transferência de calor na etapa de pulverização do molde, seria importante obter as temperaturas reais do molde a fim de ajustar os coeficientes de transferência de calor, para obter gradientes térmicos mais precisos na superfície do molde.

Tal como referido anteriormente, é utilizado um coeficiente de transferência de calor constante para a etapa de enchimento e para a fase de compactação. Estes valores condicionam os resultados das simulações pelo que seria necessário utilizar os valores próprios para cada etapa do processo de fundição injectada, e determinar a sua influência na previsão da porosidade.

Assim como é necessário obter coeficientes de transferência nas diversas etapas durante a injeção, também se deve obter os respectivos coeficientes para as fases do ciclo de injeção, nomeadamente a pulverização da superfície do molde.

Neste trabalho não foi estudado o comportamento do banho metálico na camisa de injeção, nomeadamente o aprisionamento de ar e a formação de ondas, pois os modelos de simulação não têm camisa ou o pistão de injeção.

9. Bibliografia

- [1] Laukli, Hans Ivar; *“High Pressure Die Casting of Aluminum and Magnesium alloys - Grain Structure and Segregation Characteristics”*, Tese submetida na Norwegian University of Science and Technology (NTNU); Pag. 3, 2004.
- [2] S. Dargush, Matthew; Hamasaiid, Anwar; Dour, Gilles; Loulou, Tahar; J. Davidson, Cameron; J. Stjohn, David; *“The accurate determination of heat transfer coefficient and its evolution with time during high pressure die casting of Al-9%Si-3%Cu and Mg-9%Al-1%Zn alloys”*; Advanced Engineering Materials, 9, No.11; 2004.
- [3] ASM Handbook, Vol. 15 - Casting; ASM International; Pag. 286-295, 1998.
- [4] DIN EN 1706:1997; *“Aluminium and aluminium alloys”*.
- [5] L. Kotzim, Ezra; *“Metal casting & molding processes”*; A. F. S; Pag. 108-118; 1981.
- [6] Faq about die casting; *“<http://www.diecasting.org/faq/>”*, acedido a 13/2/2009
- [7] Kaye, Alan; Street, Arthur; *“Die casting metallurgy”*. Butterworth Scientific; Pag. 201-216, 247-272, 1982.
- [8] Kaufmann, Helmut; J. Uggowitzer, Peter; *“Metallurgy and processing of high-integrity light metal pressure castings”*; Fachverlag Schiele & Schon GmbH; Pag. 7-30, 2007.
- [9] Beck, Ruedi (formador); *“CINFU - Moldes de injeção”*, Outubro 2008
- [10] Boas, Villas; *“CINFU - Fundição Injectada: princípios e equipamentos”*
- [11] Sabau, A. S.; Hatfield, E. C.. *“Measurement of heat flux and heat transfer coefficient due to spray application for the die casting process”*; Proc. IMechE/J. Engineering Manufacture Vol. 221; 2007.
- [12] Helenius, Raino; Lohne, Otto; Arnberg, Lars; I. Laukli, Hans. *“The heat transfer during filling of a high-pressure die-casting shot sleeve”*, Materials Science and Engineering A 413-414; Pag.52-55, 2005.
- [13] Guo, Zhi-Peng; Xiong, Shou-Mei; Lui, Bai-Cheng; Li, Mei; Allison, John. *“Effect of process parameters, casting thickness, and alloys of the interfacial heat-transfer coefficient in the high-pressure die-casting process”*. Metallurgical and Materials Transactions A - Vol. 39A; Pag. 2896 - 2905, 2008.
- [14] Eduardo Spinelli, José; Leão Ferreira, Ivaldo; Garcia, Amauri; *“Evaluation of heat transfer coefficients during upward and downward transient directional solidification of Al-Si alloys”*; Struct Multidisc Optim 31; Pag. 241-248, 2006.
- [15] Manual do ProCast, revisão de 1 de Janeiro de 2009.

[16] Akar, N.; ahin, H. Mehmet; Yalçın, N.; Kocatepe, K.. "*Experimental Study on the Effect of Liquid Metal Superheat and Casting Height on Interfacial Heat Transfer Coefficient*"; Experimental Heat Transfer, 21; Pag. 83-98, 2008.

[17] CHEN, Z. W.. "*Skin solidification during high pressure die casting of Al-11Si-2Cu-Fe*". Materials Science and Engineering A, A348; Pag. 145-153, 2003